

修士論文

溶接鋼管エルボの溶接部形状と
クリープ損傷度との関係

P. 1 ~ P.51 完

平成 17 年 2 月 9 日提出

指導教員 酒井信介 教授

56202 安田健一

目次

第 1 章	序論	7
1.1	研究の背景	7
1.2	ボイド面積率法の問題点	9
1.3	本研究の目的	10
1.4	本論文の構成	10
第 2 章	提案手法	11
2.1	基礎理論	11
2.1.1	ボイド面積率法	11
2.1.2	Larson-Miller法	11
2.1.3	TF(Triaxiality Factor, 応力 3 軸度)	12
2.2	提案手法	13
第 3 章	手順	14
3.1	ボイド面積率測定手法	14
3.1.1	試験片	14
3.1.2	測定手法	16
3.2	有限要素法解析手法	19
3.2.1	解析モデル	19
3.2.2	解析条件	21
3.3	余寿命評価手法	22
3.3.1	ボイド面積率法による余寿命評価	22
3.3.2	Larson-Miller法による余寿命評価	22
第 4 章	結果	24
4.1	ボイド面積率測定結果	24
4.2	有限要素法解析結果	25
4.2.1	クリープ解析結果	25
4.2.2	細粒部のTF分布	36
4.3	余寿命評価結果	37
4.3.1	ボイド面積率法による余寿命評価結果	37
4.3.2	Larson-Miller法による余寿命評価結果	38

第 5 章 考察	39
5.1 ボイド面積率分布とTF分布の相関について	39
5.1.1 ボイド面積率分布とTF分布の比較	39
5.1.2 繰り返し入熱による影響	40
5.2 ボイド面積率法とL-M法による余寿命評価結果の比較	43
5.3 提案手法の検討	44
5.3.1 ボイド面積率とTFの相関の定式化	44
5.3.2 提案手法のまとめ	46
第 6 章 結論	47
あとがき	48
参考文献	50

图表目录

<i>Fig. 1.1 Void growing.[1].....</i>	<i>8</i>
<i>Fig. 1.2 Master-curve of void area fraction.[2].....</i>	<i>9</i>
<i>Fig. 2.1 Flow chart of proposal creep damage assessment.....</i>	<i>13</i>
<i>Fig. 3.1 Overview of steel elbow.....</i>	<i>15</i>
<i>Fig. 3.2 Specimen photograph.....</i>	<i>15</i>
<i>Fig. 3.3 Observation position.</i>	<i>16</i>
<i>Fig. 3.4 Weld metal.....</i>	<i>17</i>
<i>Fig. 3.5 Coarse grain</i>	<i>17</i>
<i>Fig. 3.6 Fine grain.</i>	<i>18</i>
<i>Fig. 3.7 Base metal.....</i>	<i>18</i>
<i>Fig. 3.8 Specimen simulated model of ANSYS.....</i>	<i>19</i>
<i>Fig. 3.9 V straight welding model of ANSYS</i>	<i>20</i>
<i>Fig. 3.10 Y-like model of ANSYS.....</i>	<i>20</i>
<i>Fig. 3.11 Larson-Miller regression curve.....</i>	<i>23</i>
<i>Fig. 4.1 Distribution of void area fraction along fine grain area</i>	<i>24</i>
<i>Fig. 4.2 First principal stress (specimen simulated model)</i>	<i>25</i>
<i>Fig. 4.3 Second principal stress (specimen simulated model).....</i>	<i>26</i>
<i>Fig. 4.4 Third principal stress (specimen simulated model).....</i>	<i>26</i>
<i>Fig. 4.5 Mises equivalent creep strain (specimen simulated model).....</i>	<i>27</i>
<i>Fig. 4.6 First principal stress (10s later).....</i>	<i>27</i>
<i>Fig. 4.7 First principal stress (10000hour later).....</i>	<i>28</i>
<i>Fig. 4.8 First principal stress (100000hour later).....</i>	<i>28</i>
<i>Fig. 4.9 First principal stress (200000hour later).....</i>	<i>29</i>
<i>Fig. 4.10 First principal stress (V straight welding model)</i>	<i>30</i>
<i>Fig. 4.11 Second principal stress (V straight welding model).....</i>	<i>31</i>
<i>Fig. 4.12 Third principal stress (V straight welding model)</i>	<i>31</i>
<i>Fig. 4.13 Mises equivalent stress (V straight welding model)</i>	<i>32</i>
<i>Fig. 4.14 First principal stress (Y-like model).....</i>	<i>33</i>
<i>Fig. 4.15 Second principal stress (Y-like model)</i>	<i>34</i>

<i>Fig. 4.16 Third principal stress (Y-like model).....</i>	<i>34</i>
<i>Fig. 4.17 Mises equivalent strain (Y-like model).....</i>	<i>35</i>
<i>Fig. 4.18 Distribution of TF along fine grain area.....</i>	<i>36</i>
<i>Fig. 4.19 Distribution of creep life fraction by void area fraction method.....</i>	<i>37</i>
<i>Fig. 4.20 Distribution of creep life fraction by Larson-Miller method.....</i>	<i>38</i>
<i>Fig. 5.1 Distribution of void area fraction and TF.....</i>	<i>39</i>
<i>Fig. 5.2 Width of fine grain part</i>	<i>40</i>
<i>Fig. 5.3 Observation image example at</i> <i>(a)5mm,(b)10mm,(c)15mm,(d)20mm,(e)25mm,(f)30mm,(g)32mm,(h)34mm,(i)36mm,</i> <i>(j)38mm.....</i>	<i>42</i>
<i>Fig. 5.4 Distribution of creep life fraction</i>	<i>43</i>
<i>Fig. 5.5 Estimation of distribution of void area fraction</i>	<i>45</i>
<i>Fig. 5.6 Flow chart of proposal creep damage assessment.....</i>	<i>46</i>
 <i>Table 3.1 Use history of steel elbow</i>	 <i>14</i>
<i>Table 3.2 Material constants used for FEM.</i>	<i>21</i>
<i>Table 3.3 Creep test result</i>	<i>22</i>
<i>Table 5.1 Correction coefficient k_x</i>	<i>44</i>

記号表

C	: 材料定数
T	: 温度(K)
σ_1	: 第 1 主応力(MPa)
σ_2	: 第 2 主応力(MPa)
σ_3	: 第 3 主応力(MPa)
σ_M	: 静水応力(MPa)
σ_{mises}	: ミーゼス相当応力 (MPa)

第1章 序論

1.1 研究の背景

現在我が国における火力発電プラントは今なお電力供給源として重要な役割を担っており、頻繁な起動、停止や負荷変動といった過酷な条件下で運用されている。これら火力発電プラントでは、当初見込まれた設計耐用寿命を越えた、いわゆる経年火力プラントと呼ばれるユニットが年々増加する傾向にある。このような状況において、経年火力発電プラントの寿命延伸を図り、安定な電力供給源として利用するには、ボイラ、タービンなど高温下で使用される機器の劣化損傷状態の的確な評価法の確立が必要である。高温下で問題になる損傷形態の主要なものとしてクリープが挙げられるが、クリープ損傷を評価する手法としては引張クリープ試験に代表される破壊法と、硬さ法やボイド面積率法に代表される非破壊法とがある。破壊法である引張クリープ試験は、精度よくクリープを評価できる反面、試験片を作成するために対象材を大きく切り取らなければならない、サンプルの入手に難がある。一方、非破壊法については、適応できる材料や条件に制約があり、精度についてもまだ十分とはいえない。しかしながら、非破壊法であれば、破壊法と異なり、試験対象を測定した後も、補修を行うことなく使用できるという利点があり、実用上、精度のよい非破壊法を開発することには意義がある。

本論文では、非破壊法であるボイド面積率法について検討を行う。低合金鋼を始めとするフェライト系のボイラ材料の溶接部は、Fig. 1.1 に示すようにクリープ損傷に伴い結晶粒界にクリープボイドと呼ばれる空孔が発生し、損傷が進行すると共にその数が増加し、成長合体しき裂化して破壊に至ることが知られている。このようなクリープボイド発生状況を定量化する指標として、ボイド面積率法が用いられている。診断手法としては、部材の表面を研磨してレプリカを採取し、走査型電子顕微鏡で観察して単位面積当たりのボイドの占める面積を算出し、求められたボイド面積率を Fig. 1.2 のようなマスターカーブと対比させて寿命消費率を求める手法である。

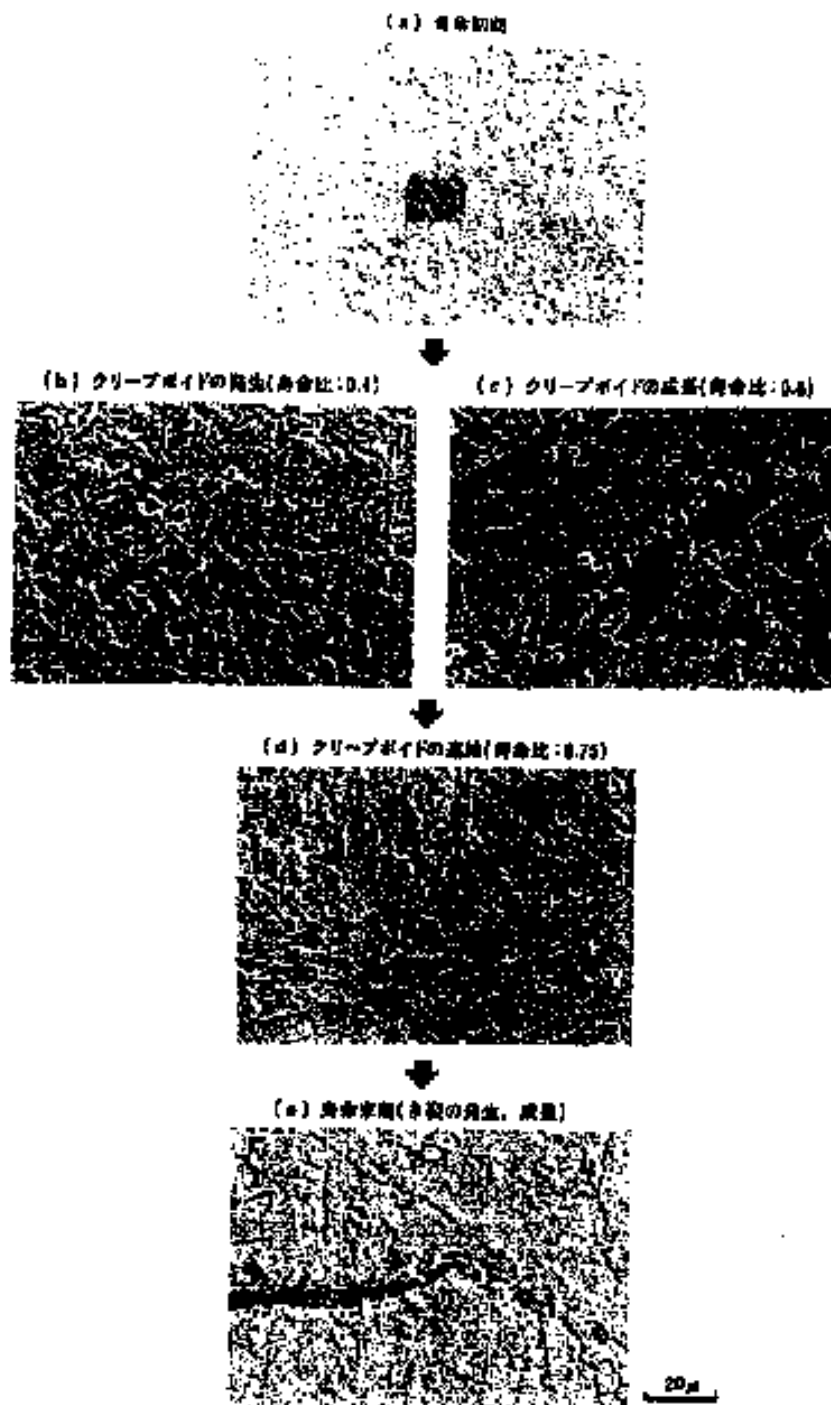


Fig. 1.1 Void growing.[1]

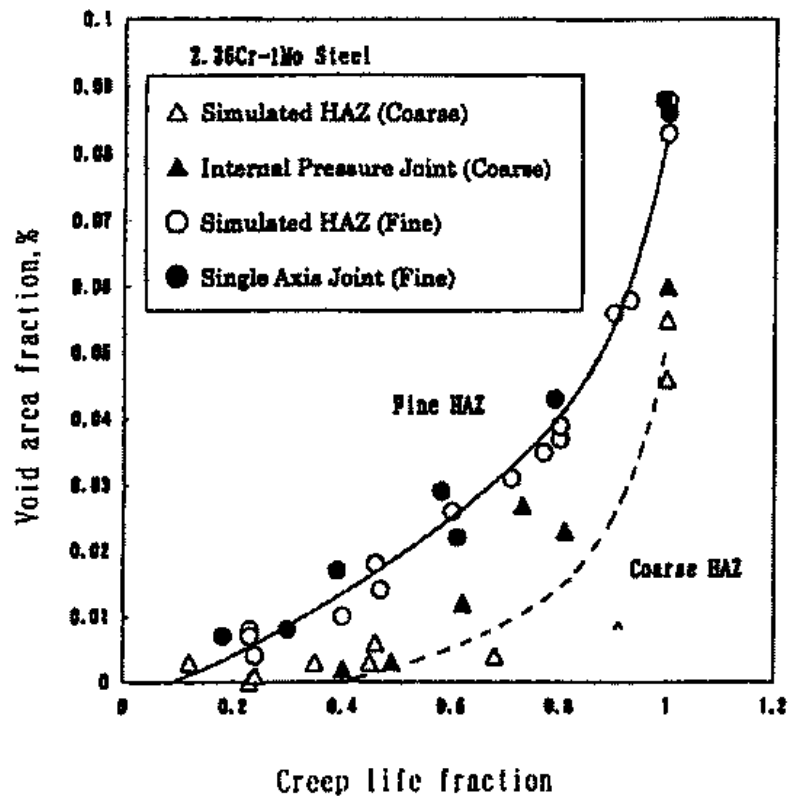


Fig. 1.2 Master-curve of void area fraction.[2]

1.2 ボイド面積率法の問題点

内圧のかかった高温配管では、一定時間経過すると管外表面で応力が最大となるため、これまでは管外表面のボイド面積率測定による損傷評価で問題ないとされてきた。しかし近年、ボイラ高温配管溶接部における噴破事故および蒸気漏洩事故が、国内外で報告されるようになってきている。[3]-[9] 特に、HAZ(溶接熱影響部)細粒域の肉厚内部に発生するタイプIVき裂が問題となっており、肉厚内部のほうが管外表面よりもクリープ損傷が大きいケースがあることが判明した。その場合、管外表面のボイド面積率による損傷評価は非安全側評価となってしまふことになる。

1.3 本研究の目的

そこで本研究では、管外表面のボイド面積率から肉厚内部のクリープ損傷度を推定する手法について提案、検討することを目的とする。提案手法については次章で説明する。実機溶接鋼管エルボの HAZ 細粒部におけるボイド面積率分布の測定、および有限要素法解析を行い、その結果から提案手法について検討する。

1.4 本論文の構成

本論文の構成を以下に挙げる。

第1章 序論 では、研究の背景と目的について述べた。

第2章 提案手法 では、本研究を行うにあたって必要となる基礎理論、および提案する損傷評価手法について説明する。

第3章 手順 では、本研究で行ったボイド面積率測定手順および有限要素法解析手法について説明する。

第4章 結果 では、第3章で行った測定および解析結果について説明する。

第5章 考察 では、測定および解析から得られた結果について考察、および提案手法の検討を行う。

第6章 結論 では、本研究の結論について述べる。

第2章 提案手法

本章では，本研究を行うにあたって必要となる基礎理論，および提案する損傷評価手法について説明する．

2.1 基礎理論

2.1.1 ボイド面積率法

ボイド面積率法とは，高温溶接配管等の外表面におけるボイド面積率から余寿命評価を行う手法である．一般的には，外表面のレプリカを採取し，Au 蒸着を行った後，走査型電子顕微鏡で観察して，単位面積当りのボイド面積の占める割合を求める．最近ではレーザー顕微鏡を用いて直接現地でボイドの観察を行う手法も開発されている．求めたボイド面積率を Fig. 1.2 に示すようなマスターカーブと比較することで，寿命消費率が推定できる．マスターカーブは，粗粒部および細粒部の再現材を用いて引張クリープ試験を行って求められたものである．ボイド面積率法は非破壊法であるため，測定した後も補修を行うことなく使用できるという利点があるが，試験対象は外表面にボイドを発生する材料に限られる．また，外表面よりも肉厚内部のほうがクリープ損傷度が大きい場合には非安全側評価となってしまうため，そのような場合は有効な評価手法とならない．

2.1.2 Larson-Miller 法

高温構造材料の性能評価や許容応力の決定には，その材料の使用条件下での破断時間が必要である．しかし，使用条件下での長時間試験を実施するのは困難であり，この値は短時間試験から推定する必要がある．破断時間は一般に，時間-温度パラメータ(TTP)に基づく外挿で推定する．Larson-Miller 法は，クリープ破断試験から種々の温度，応力での破断時間を推定する手法である．Larson-Miller 法では，式(2.1)で表される Larson-Miller Parameter(LMP)が用いられる．

$$LMP = T(C + \log T_r) \quad (2.1)$$

ここで、 T ：絶対温度、 C ：材料定数、 T_r ：破断時間 である。複数の異なる温度、応力でのクリープ破断試験結果を、縦軸に応力の対数、横軸にLMPをとったグラフ上にプロットすることで回帰曲線が求められる。この回帰曲線によって、種々の温度、応力における破断時間が推定される。

2.1.3 TF(Triaxiality Factor，応力 3 軸度)

TF(Triaxiality Factor, 応力 3 軸度)は式(2.2)で表される, 応力多軸度を表す指標である。

$$TF = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}/2}} = \frac{3\sigma_M}{\sigma_{mises}} \quad (2.2)$$

ここで $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力、 σ_M は静水応力、 σ_{mises} はミーゼス応力である。静水応力が大きくなるほど、TFは大きくなる。また、3つの主応力が均等であるほど σ_{mises} が小さくなるため、TFは大きくなる。すなわち、その点における応力多軸度が高いほどTFは大きくなり、多軸度が低いほどTFは小さくなる。TFが大きいほどボイドは発生しやすく、成長が速いことが報告されている。[10][11] したがって、TF分布とボイド面積率分布には相関があると考えられるため、本研究で提案する損傷評価手法の指標として取り入れる。

2.2 提案手法

本研究で提案する損傷評価手法のフローチャートを Fig. 2.1 に示す．まず，配管外表面細粒部のボイド面積率を測定する．続いて，配管を模擬したモデルについて有限要素法解析を行い，細粒部における TF の分布を求める．求めた外表面におけるボイド面積率と TF 分布により，肉厚内部のボイド面積率分布を推定する．推定された分布から，肉厚内部で最大となるボイド面積率が許容範囲を超えているかどうかを評価する．

この提案手法の実現には，ボイド面積率と TF の相関について調べる必要がある．そのため本研究では，実機溶接鋼管エルボについて肉厚内部のボイド面積率分布を測定し，有限要素法解析による TF 分布を求め，両分布の相関について検討を行う．相関がある場合には，定式化してボイド面積率と TF の対応付けを行う．

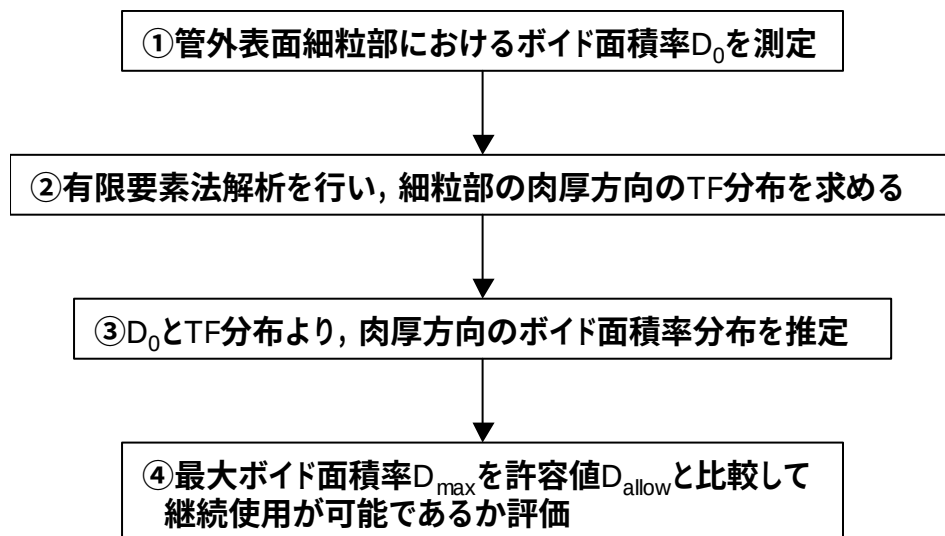


Fig. 2.1 Flow chart of proposal creep damage assessment

第3章 手順

本章では，実機溶接鋼管エルボの HAZ 細粒部肉厚内部のボイド面積率測定手順および有限要素法解析手法，またそれぞれの結果を用いて行う余寿命評価手法について説明する．

3.1 ボイド面積率測定手法

3.1.1 試験片

火力プラントにおける高温再熱蒸気管の溶接鋼管エルボ腹側より試験片を採取した．使用来歴を Table 3.1 に，エルボ外観および試験片写真を Fig. 3.1, Fig. 3.2 に示す．当該部位は高温再熱蒸気管であるので，常時最高温度で使用され運転中の変動はほとんどないと考えられる．作用しているフープストレスは，エルボの曲げ構造により，背側と腹側で異なり，背側は式(3.1)，腹側は式(3.2)で求めることができる．本エルボの形状，蒸気圧力を代入すると，背側では 27.9MPa，腹側では 37.8MPa となる．

$$\text{背側のフープストレス：} \frac{2R+r}{2(r+R)} \times \frac{rP}{t} \quad (3.1)$$

$$\text{腹側のフープストレス：} \frac{2R-r}{2(-r+R)} \times \frac{rP}{t} \quad (3.2)$$

ここで，R:エルボの曲げ半径，r:エルボの平均径，t:エルボの肉厚，P:内圧 である．

Table 3.1 Use history of steel elbow.

材質	ASTM A387Gr D(2.25Cr-1Mo 鋼板)
形状	溶接鋼管エルボ $\phi 686 \times t40$ 曲げ半径 1029
最高温度	571℃
最高圧力	3.92Mpa(腹側フープストレス 38.9MPa, 背側フープストレス 27.9MPa)
累積運転時間	256825 時間
起動停止回数	170 回

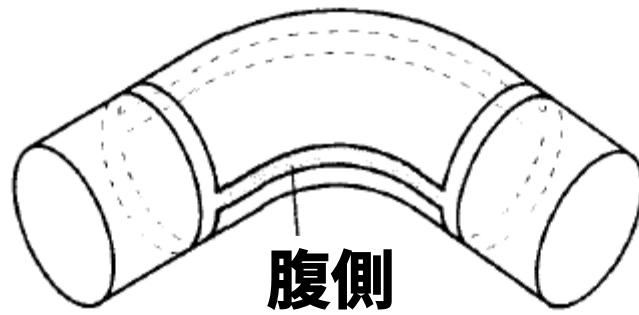


Fig. 3.1 Overview of steel elbow.



Fig. 3.2 Specimen photograph.

3.1.2 測定手法

腹側試験片の、もっともクリープ損傷を受けボイドが多く発生する HAZ 細粒部に沿って、内表面から外表面にかけてボイド分布の観察を行った。観察は、Fig. 3.3 に示すように、内表面から 5,10,15,20,25,30,32,34,36,38mm の計 10 点で行った。観察には走査型電子顕微鏡(エリオニクス製 ERA-8800FE)を用いた。観察倍率 1000 倍で、1 視野は横 $120\mu\text{m}$ ×縦 $90\mu\text{m}$ である。各観察点について、横方向に 3 視野($360\mu\text{m}$)、縦方向に 64 視野($5760\mu\text{m}$)分観察して画像を取り込み、細粒部の画像をピックアップしてボイド面積を測定した。ボイド観察例を Fig. 3.4(溶接金属)、Fig. 3.5(粗粒部)、Fig. 3.6(細粒部)、Fig. 3.7(母材)に示す。

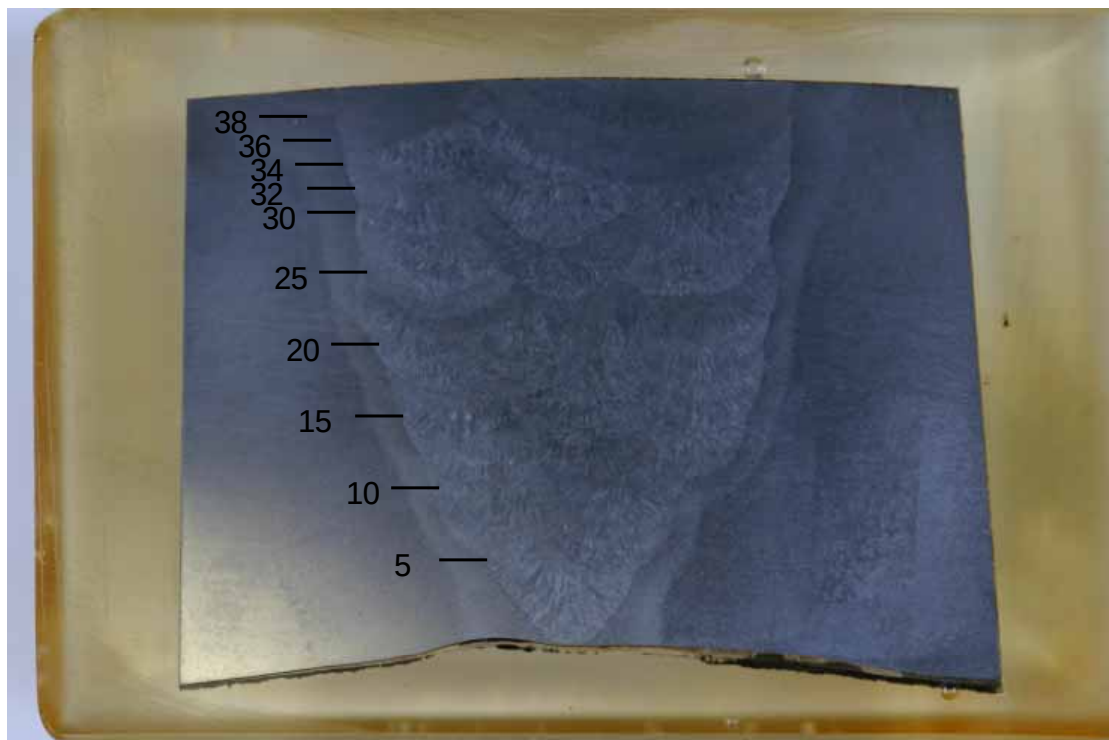


Fig. 3.3 Observation position.

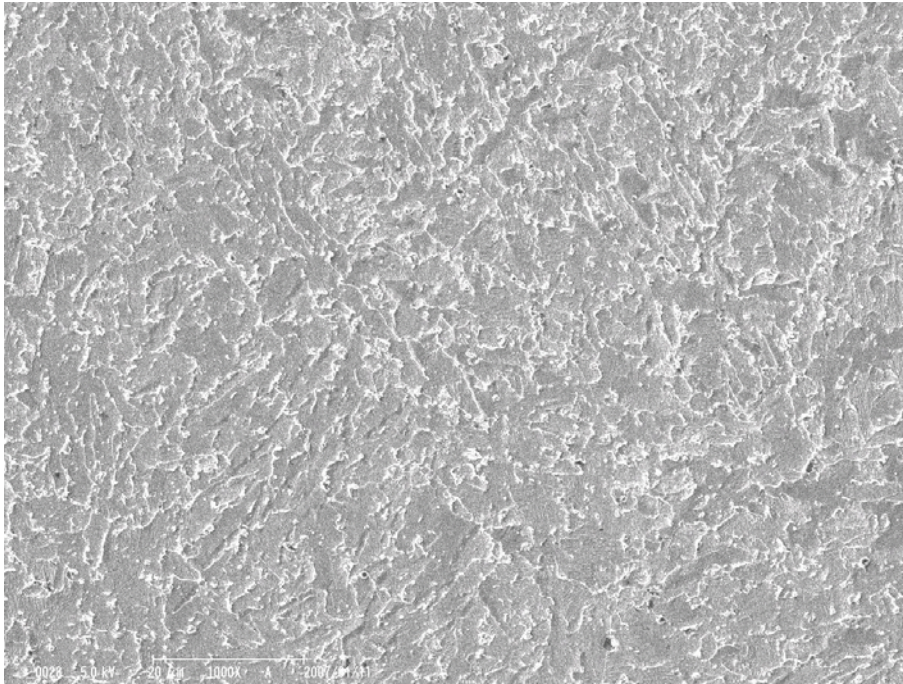


Fig. 3.4 Weld metal

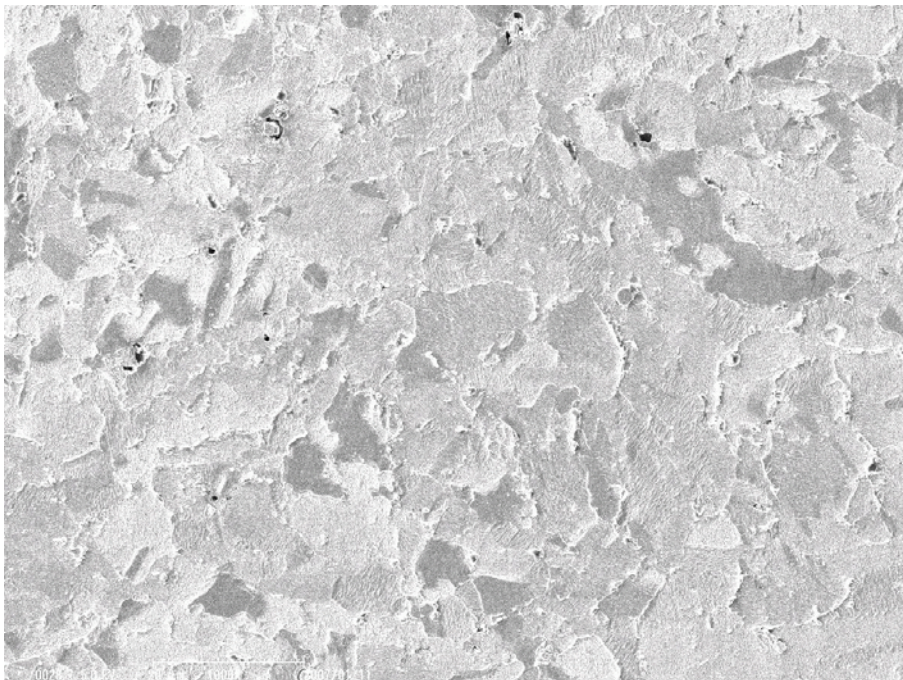


Fig. 3.5 Coarse grain

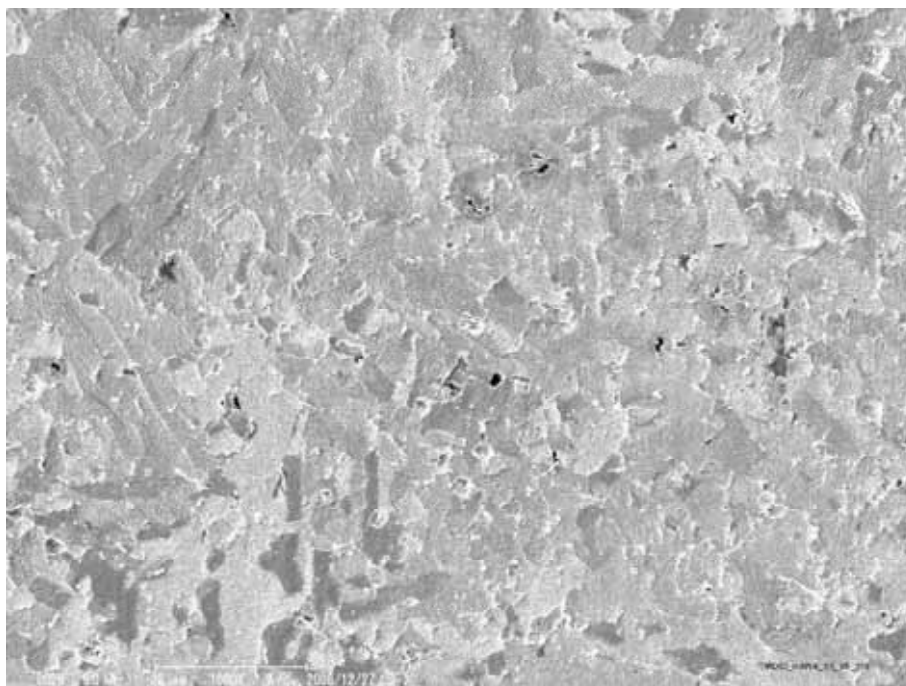


Fig. 3.6 Fine grain.

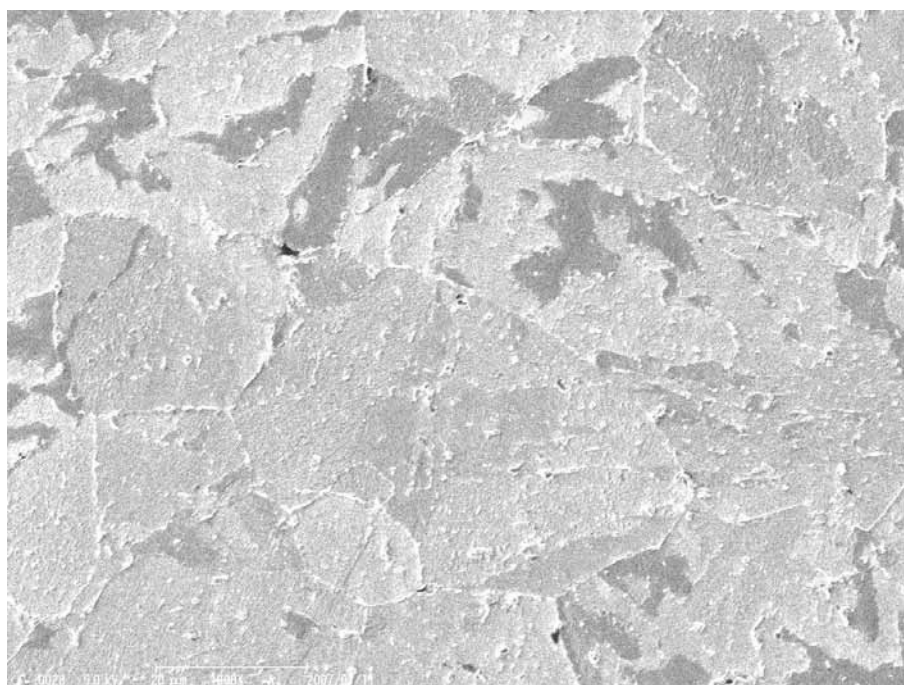


Fig. 3.7 Base metal

3.2 有限要素法解析手法

有限要素法解析ソフトANSYS9.0®を用いて、実機試験片を模擬したモデルおよび代表的な開先形状モデルについてクリープ解析を行った。

3.2.1 解析モデル

解析は、実機試験片を模擬したモデル(外表面付近に屈折部あり)、屈折部のない通常のV字開先モデル、ルート面5mmのY字開先モデルの3モデルについて行った。

1) 試験片模擬モデル(屈折あり)

試験片を模擬した解析モデルは、エルボが直管状であると近似して、対称性を考慮し断面の1/4を、溶接金属、粗粒部、細粒部、母材が存在するようにモデル化した。粗粒部、細粒部の幅は、観察から2.0mm、1.0mmとした。屈折部は、内表面から38mmの位置とした。モデル詳細をFig. 3.8に示す。要素数1477、節点数4604であり、8節点平面ひずみモデル(PLANE183)を用いた。

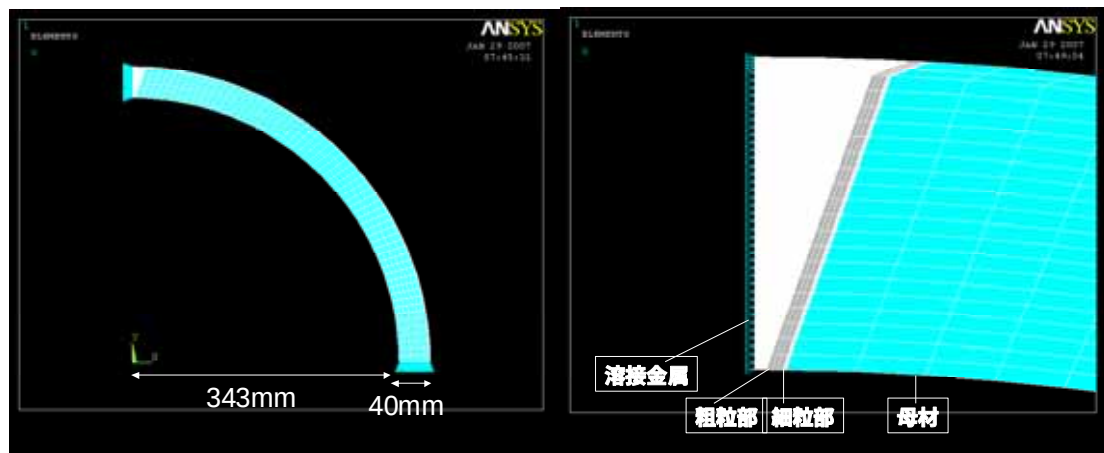


Fig. 3.8 Specimen simulated model of ANSYS.

2) V字開先モデル(屈折なし)

溶接部形状が, 1)の屈折部がなく一直線状のものをモデル化した. モデル詳細を Fig. 3.9 に示す. 寸法等は 1)と同じである.

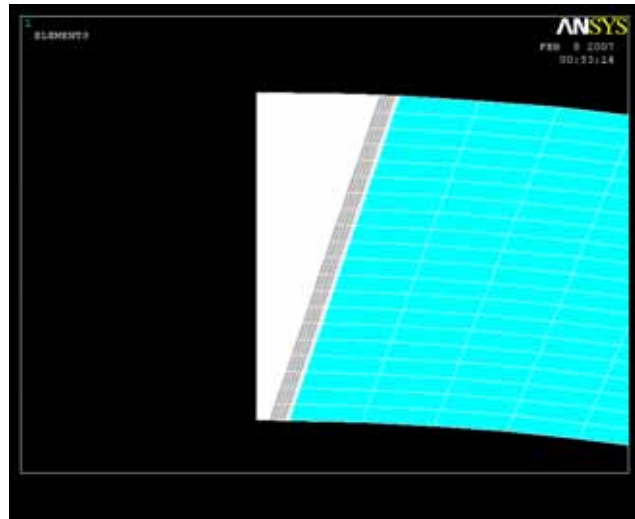


Fig. 3.9 V straight welding model of ANSYS

3) Y字開先モデル(ルート面 5mm)

開先形状が Y 字で, ルート面が 5mm のものをモデル化した. 詳細モデルを Fig. 3.10 に示す. ルート面を 5mm と設定したのは, 板厚 40mm の部材ではルート面は通常最大 5mm までと溶接設計条件で決められているからである. 寸法等は 1)と同じである.

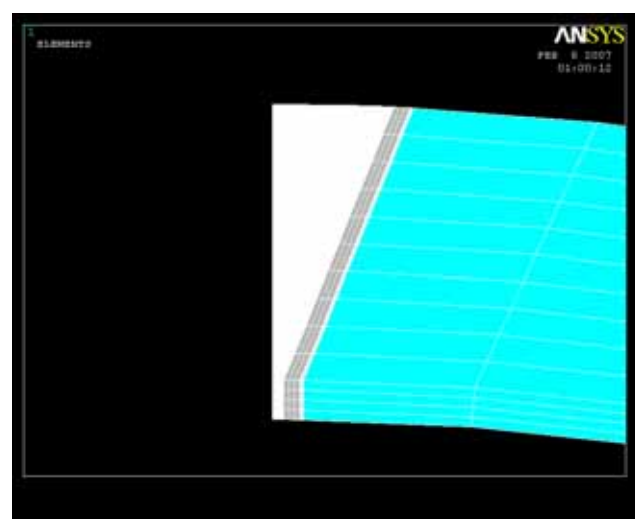


Fig. 3.10 Y-like model of ANSYS

3.2.2 解析条件

クリープ構成式は式(3.3)に示す Norton 則を用いた.

$$\dot{\varepsilon} = B\sigma^n \quad (3.3)$$

ここで σ は作用相当応力, $\dot{\varepsilon}$ は相当クリープひずみ速度, B , n は材料定数である. 材料定数については, 電中研の緒方様が模擬材料を作製して行われたクリープ試験から求められたデータを使わせていただいた. [12] 溶接金属, 粗粒部, 細粒部, 母材の材料定数を Table 3.2 に示す. なお, ポアソン比はすべての材料で 0.3 であると仮定した. 実機使用時と同条件の内圧 3.92MPa, 温度 571°Cで 25 万時間まで実施した.

Table 3.2 Material constants used for FEM.

材料	ヤング率(MPa)	B	n
母材	156000	7.32×10^{-24}	7.70
溶接金属	117000	4.75×10^{-23}	7.33
細粒部	124000	3.71×10^{-19}	5.61
粗粒部	133000	1.32×10^{-20}	5.61

3.3 余寿命評価手法

本研究で用いる余寿命評価手法であるボイド面積率法, Larson-Miller 法について説明する.

3.3.1 ボイド面積率法による余寿命評価

各位置において求めた総ボイド面積を細粒部の総面積で割り, ボイド面積率を算出して, Fig. 1.2 の細粒部マスターカーブと比較して寿命消費率を求めた.

3.3.2 Larson-Miller 法による余寿命評価

本研究で用いる材料に関して, 石川島播磨重工業株式会社さんが実機エルボ腹側溶接部から引張りクリープ試験片を作製し, 異なる温度, 応力でクリープ試験を行った. [13] 結果を Table 3.3 に示す.

Table 3.3 Creep test result

温度(°C)	応力(MPa)	破断時間(hr)
575	80	266.4
620	60	402.5
650	60	139.7
650	40	510.0

これら 4 つのデータをプロットし, 回帰曲線が Fig. 3.11 のように求められた. 本研究では Fig. 3.11 の回帰曲線を用いて Larson-Miller 法による余寿命評価を行った.

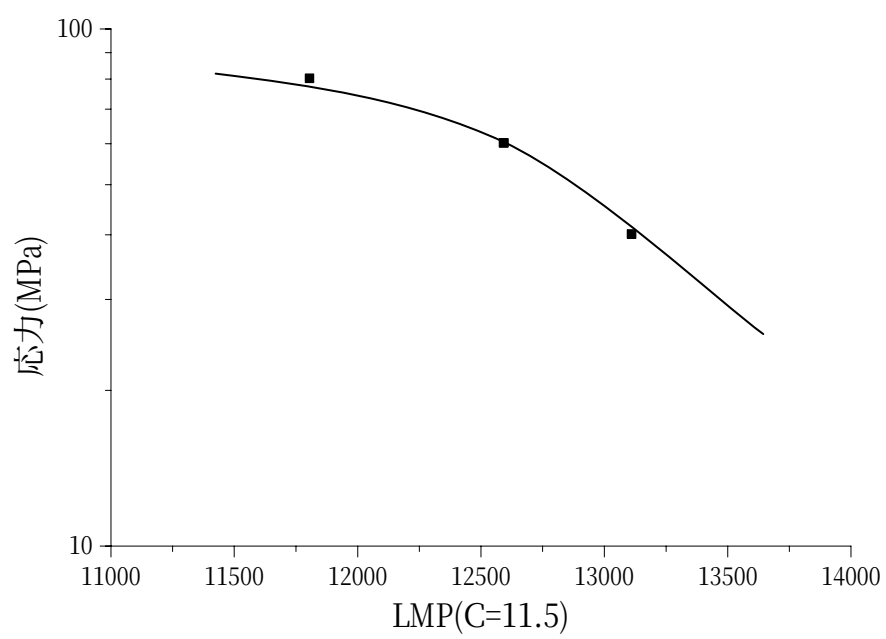


Fig. 3.11 Larson-Miller regression curve

第4章 結果

本章では，前章で行ったボイド面積率測定，有限要素法解析および余寿命評価についての結果を示す．

4.1 ボイド面積率測定結果

細粒部のボイド観察結果を Fig. 4.1 に示す．内表面から 10,15,20,38mm の位置でボイド面積率は低く，内表面から 25,30,32,34,36mm の位置で高くなっていることがわかる．外表面付近より肉厚内部のほうがボイド面積率が高くなっており，外表面のボイド面積率測定による余寿命評価は非安全側評価となってしまうことになる．

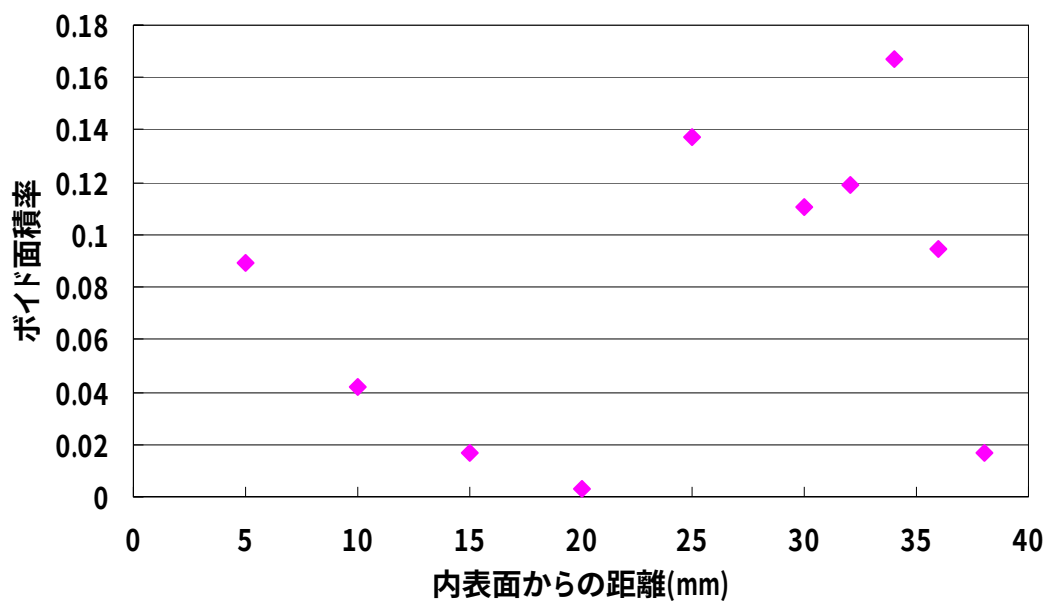


Fig. 4.1 Distribution of void area fraction along fine grain area

4.2 有限要素法解析結果

4.2.1 クリープ解析結果

3.2.1 の 3 モデルについての有限要素法解析結果を示す。

1) 試験片模擬モデル解析結果

試験片模擬モデルの有限要素法解析結果(25 万時間後)を Fig. 4.2(第 1 主応力), Fig. 4.3(第 2 主応力), Fig. 4.4(第 3 主応力), Fig. 4.5 (ミーゼス相当ひずみ)に示す。第 1 主応力は周方向応力, 第 2 主応力は軸方向応力, 第 3 主応力は半径方向応力である。

Fig. 4.2, Fig. 4.3, Fig. 4.4 より, 細粒部における肉厚内部で応力集中が起きており, 屈折部 (内表面から 38mm) のやや内側で最大値 40MPa をとっていることがわかる。これは Table 3.2 の材料定数からわかるように, 細粒部の変形抵抗が他の部位よりも小さく, 周りの変形抵抗が大きい粗粒部, 母材によって拘束を受けるため, 細粒部に応力集中が起こっているものと考えられる。細粒部外表面付近では, 周りからの拘束が緩むため, 肉厚内部と比べて応力は小さくなっている。

クリープひずみについては, Fig. 4.5 から, 細粒部において大きくなっており外表面で最大となっていることがわかる。これは, 細粒部のクリープ速度が大きく, 外表面では周りからの拘束が小さくなるためと考えられる。

また, 内圧負荷後の第 1 主応力分布の時系列変化を Fig. 4.6(10 秒後), Fig. 4.7(10000 時間後), Fig. 4.8(100000 時間後), Fig. 4.9(200000 時間後)に示す。

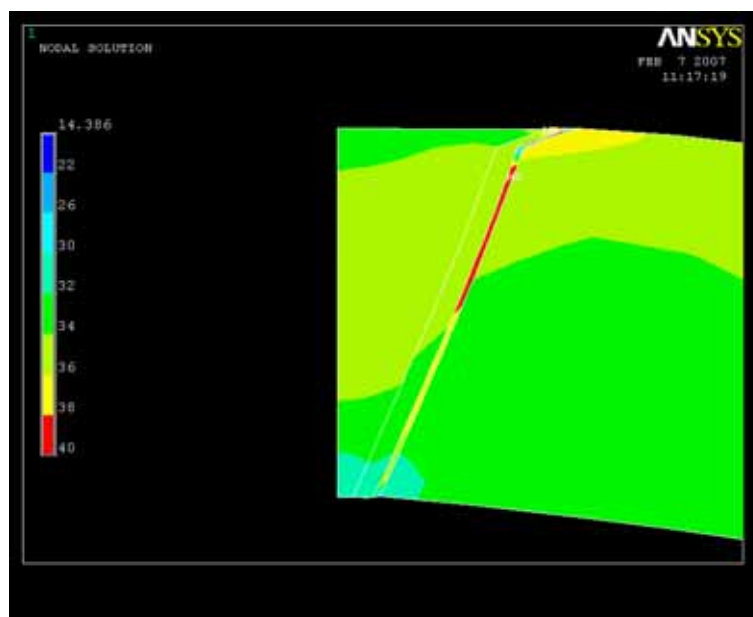


Fig. 4.2 First principal stress (specimen simulated model)

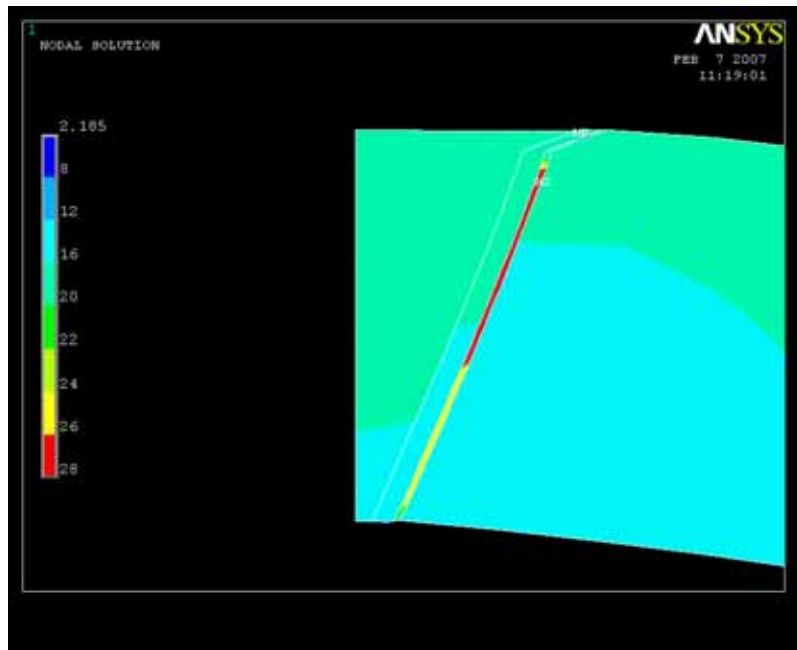


Fig. 4.3 Second principal stress (specimen simulated model)

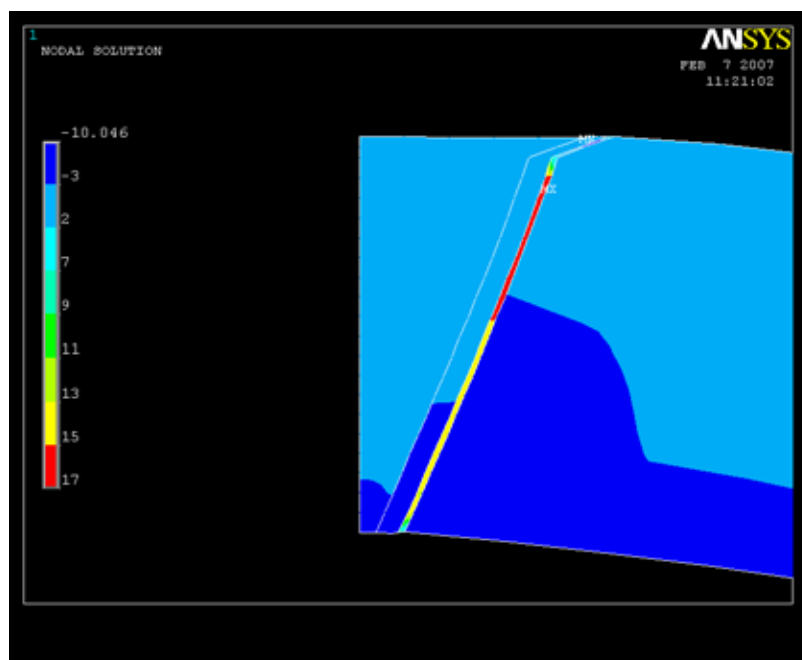


Fig. 4.4 Third principal stress (specimen simulated model)

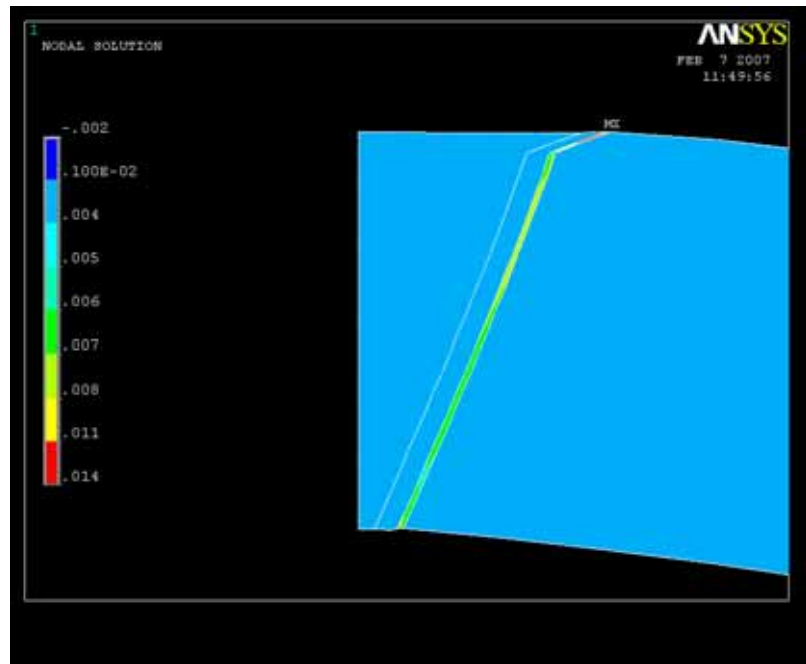


Fig. 4.5 Mises equivalent creep strain (specimen simulated model)

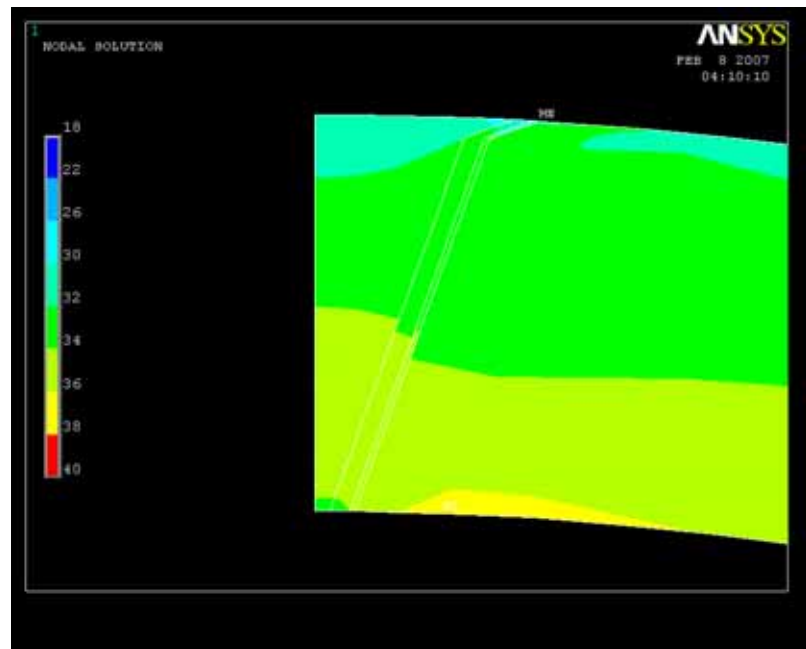


Fig. 4.6 First principal stress (10s later)

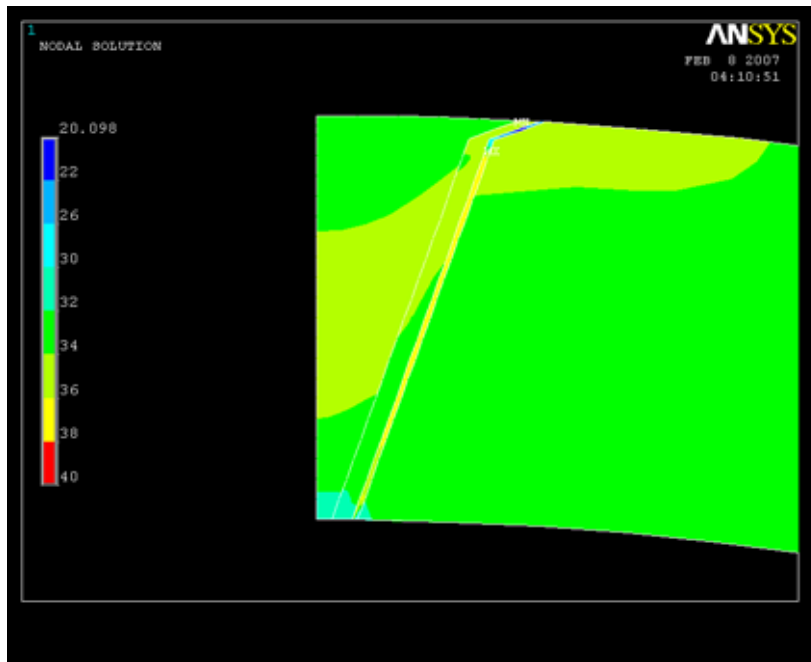


Fig. 4.7 First principal stress (10000hour later)

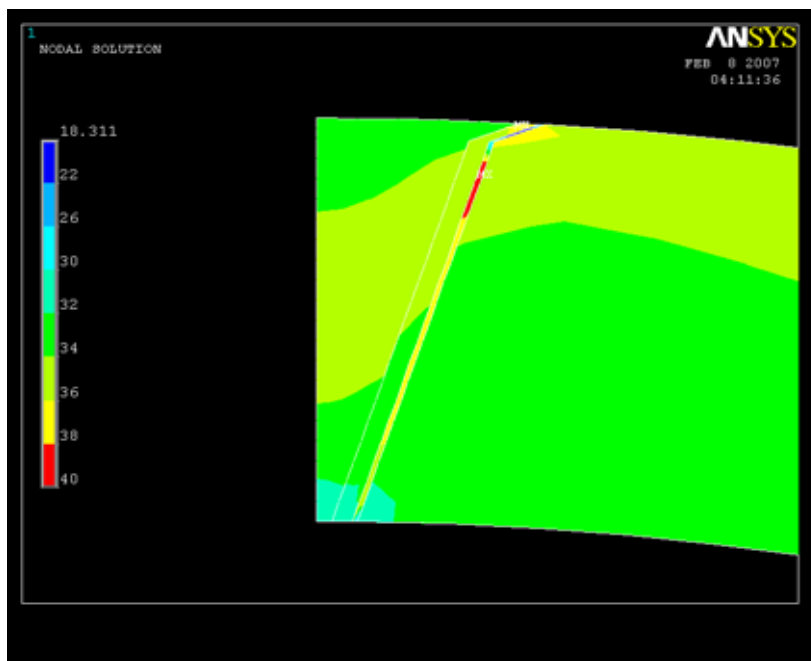


Fig. 4.8 First principal stress (100000hour later)

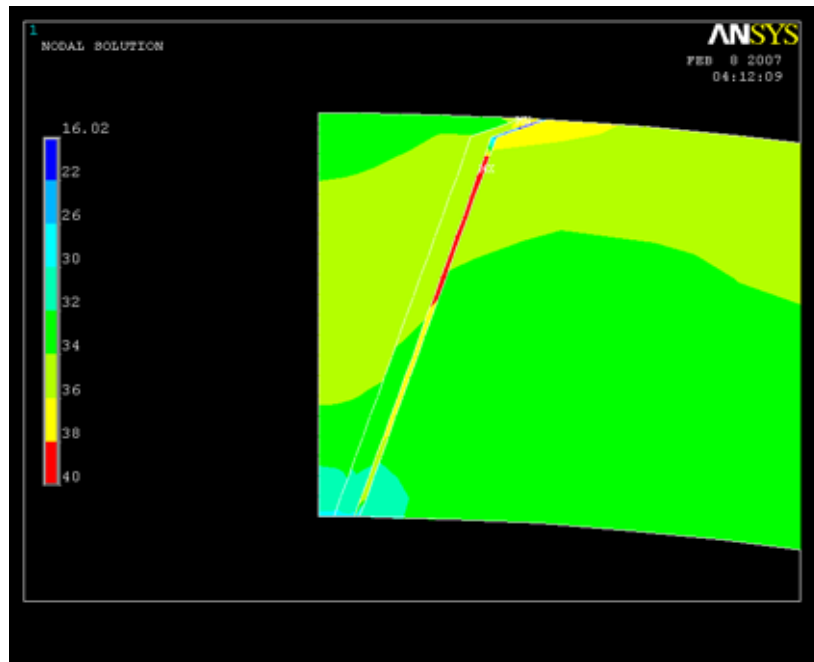


Fig. 4.9 First principal stress (200000hour later)

2) V字開先モデル(屈折なし)解析結果

V字解析モデルの有限要素法解析結果(25万時間後)を Fig. 4.10(第1主応力), Fig. 4.11(第2主応力), Fig. 4.12(第3主応力), Fig. 4.13 (ミーゼス相当ひずみ)に示す.

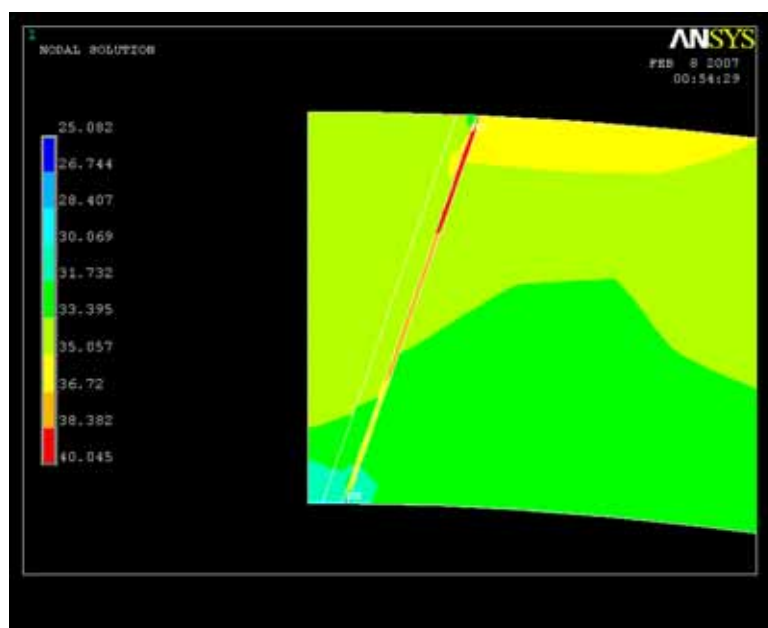


Fig. 4.10 First principal stress (V straight welding model)

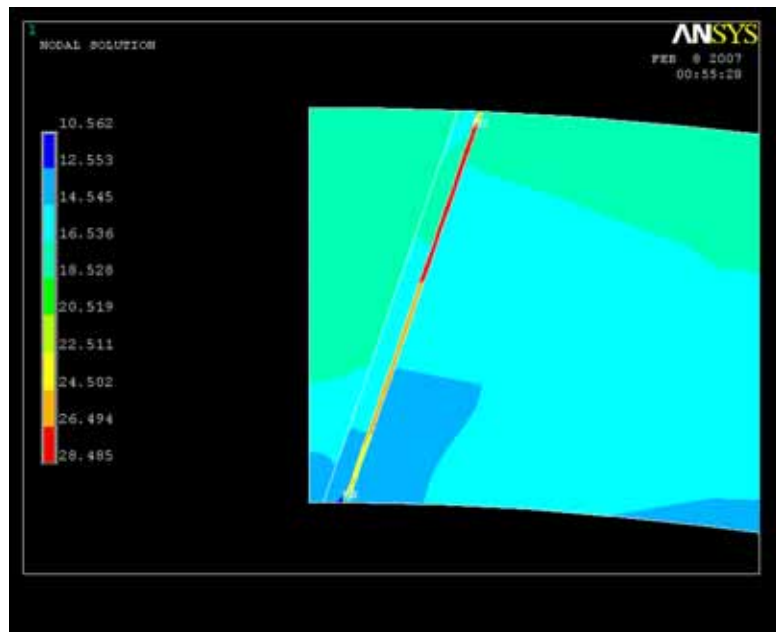


Fig. 4.11 Second principal stress (V straight welding model)

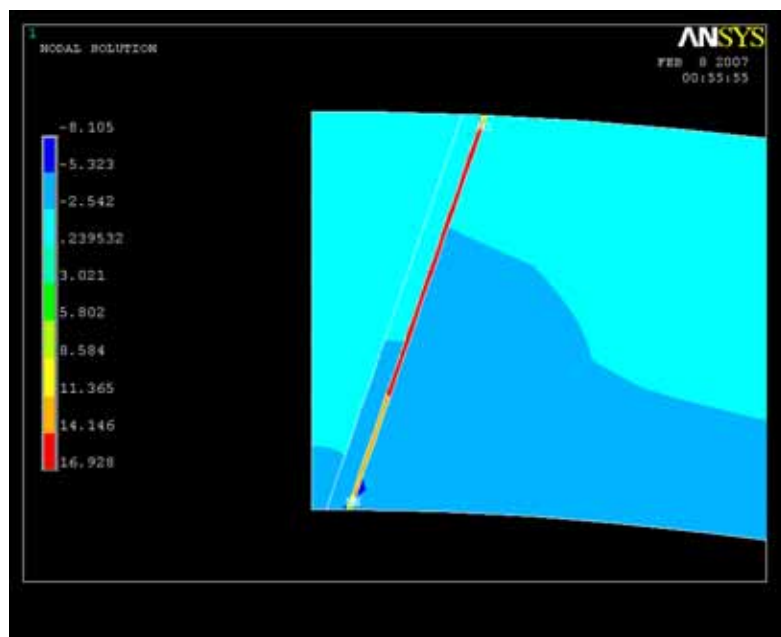


Fig. 4.12 Third principal stress (V straight welding model)

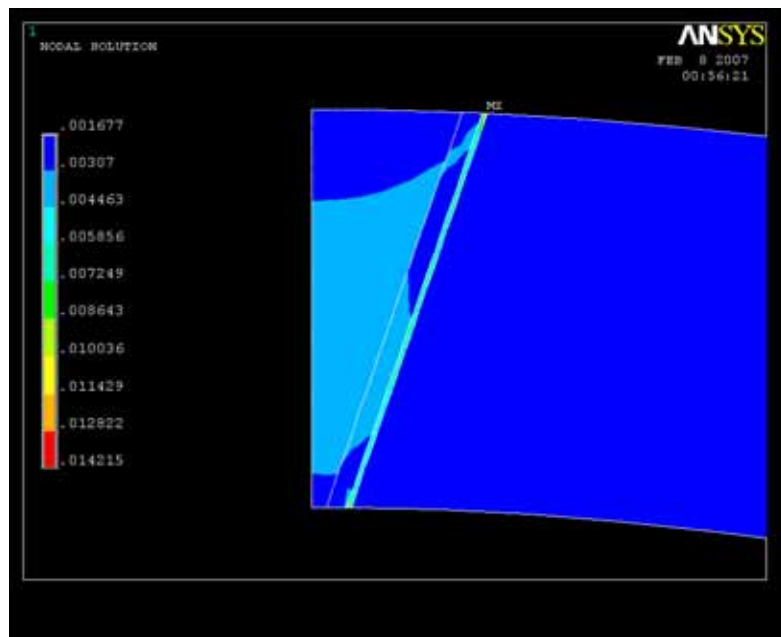


Fig. 4.13 Mises equivalent stress (V straight welding model)

3) Y字開先モデル(ルート面 5mm)

Y字開先モデルについての有限要素法解析結果(25万時間後)を Fig. 4.14(第1主応力), Fig. 4.15(第2主応力), Fig. 4.16(第3主応力), Fig. 4.17 (ミーゼス相当ひずみ)に示す.

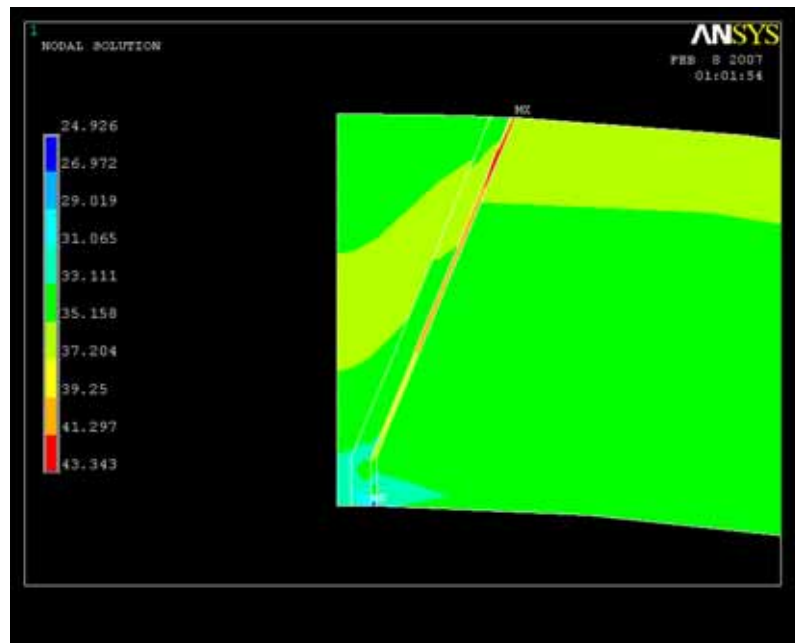


Fig. 4.14 First principal stress (Y-like model)

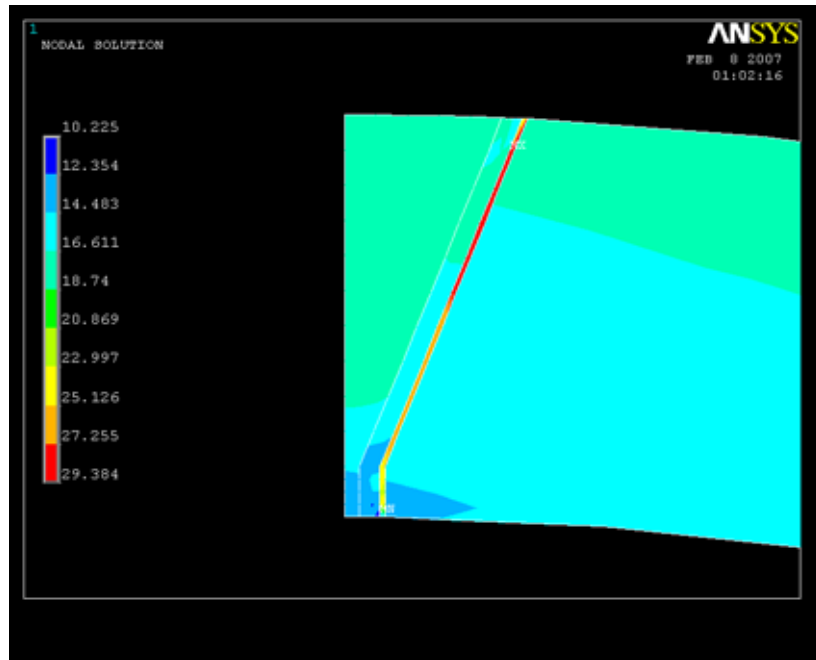


Fig. 4.15 Second principal stress (Y-like model)

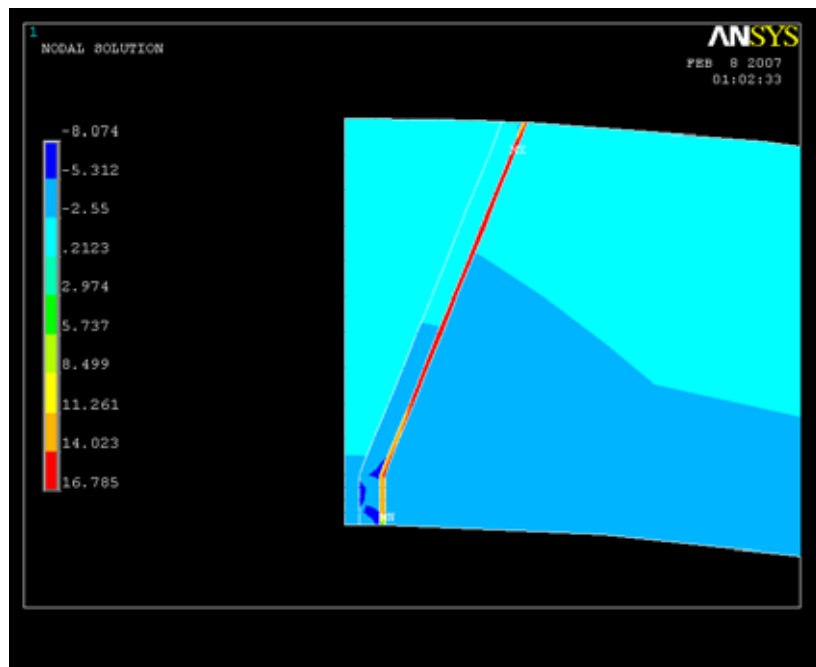


Fig. 4.16 Third principal stress (Y-like model)

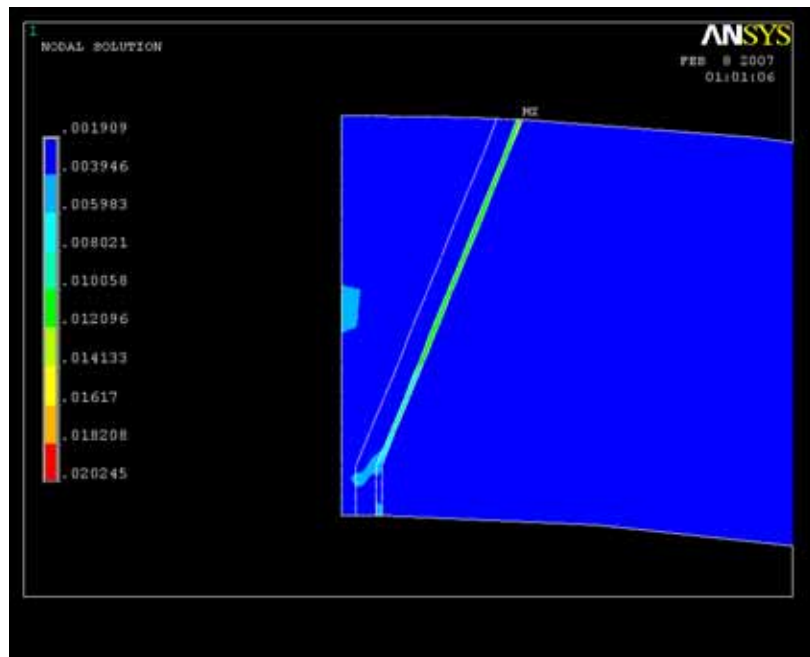


Fig. 4.17 Mises equivalent strain (Y-like model)

4.2.2 細粒部の TF 分布

それぞれのモデルにおいて、有限要素法解析により求めた主応力分布から、細粒部におけるTFの分布を求めた。グラフをFig. 4.18 に示す。細粒部は、周りの粗粒部および母材から拘束を受けるため、非常に応力多軸性が高くなっていることがわかる。特に拘束が大きい肉厚内部で高い値を示しており、内表面から 34mmの位置で最大となっている。内表面および外表面で低くなっているのは、拘束が肉厚内部よりも小さいことと、 σ_3 (半径方向応力)が表面近傍で小さくなることが理由と考えられる。

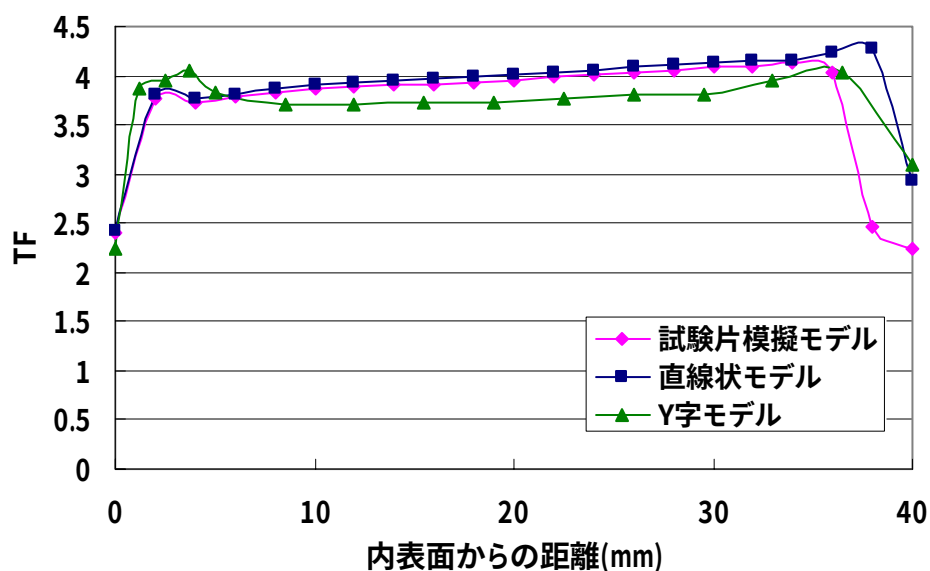


Fig. 4.18 Distribution of TF along fine grain area

4.3 余寿命評価結果

4.3.1 ボイド面積率法による余寿命評価結果

Fig. 4.1 のボイド面積率測定結果をもとに、各位置におけるボイド面積率を Fig. 1.2 のマスターカーブと対比させて寿命消費率を求めた。寿命消費率分布を Fig. 4.19 に示す。25 万時間以上使用されているため、肉厚内部 5mm 位置および 25～35mm では寿命を消費しきっている評価となる。しかし、外表面および肉厚内部 15～20mm 位置に関しては、寿命消費率は 0.5 以下で、まだ半分以上寿命が残っているという評価になる。この理由については、第 5 章で検討する。

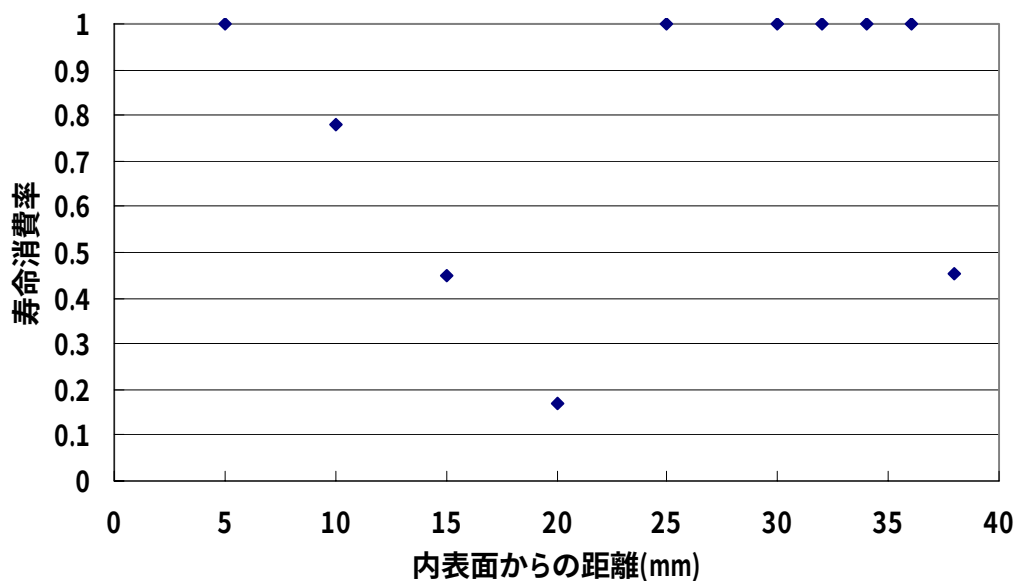


Fig. 4.19 Distribution of creep life fraction by void area fraction method

4.3.2 Larson-Miller 法による余寿命評価結果

有限要素法解析により求めた細粒域における第 1 主応力分布(Fig. 4.2)を用いて, Fig. 3.11 の Larson-Miller 回帰曲線より余寿命を求め, 細粒域における寿命消費率分布を算出した. グラフを Fig. 4.20 に示す. ボイド面積率法による余寿命評価結果と同様に, 肉厚内部のほうが外表面よりも寿命消費率が高い結果となっている. 肉厚内部ではほとんど寿命を消費しきっており, 外表面でも 87%以上の寿命を使っている評価となる. ボイド面積率法による結果と比べると, 肉厚全体で一様な評価となっている.

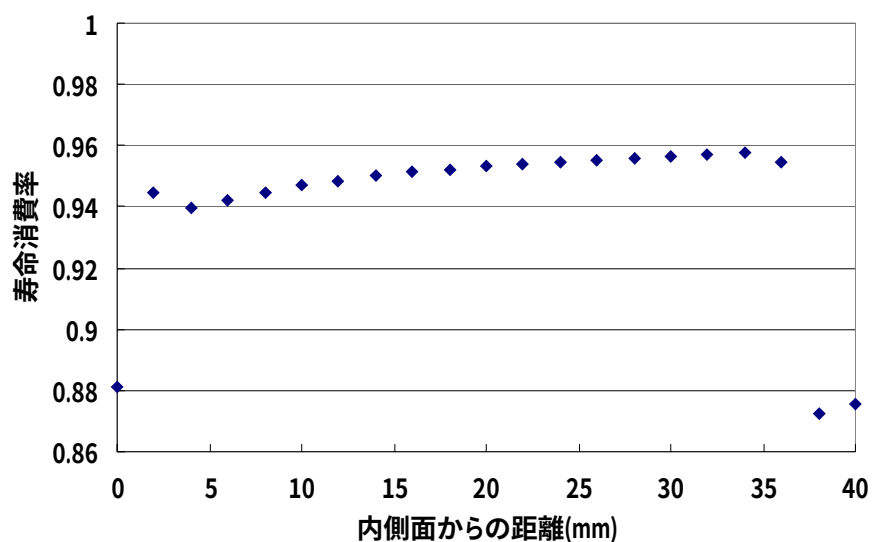


Fig. 4.20 Distribution of creep life fraction by Larson-Miller method

第5章 考察

本章では第4章で得られたボイド面積率測定結果，有限要素法解析結果，余寿命評価結果についての考察，および提案手法についての検討を行う．

5.1 ボイド面積率分布と TF 分布の相関について

5.1.1 ボイド面積率分布と TF 分布の比較

4.1 で実機試験片のボイド観察により求めた細粒部ボイド面積率分布と，4.2.2 で有限要素法解析により求めた細粒部の TF 分布を比較したグラフを Fig. 5.1 に示す．内表面から 5mm, 25mm, 30mm, 32mm, 34mm, 36mm の点については，ボイド面積率と TF は比較的良好な相関関係を示しているといえる．しかし，内表面から 10mm, 15mm, 20mm, 38mm の点についてはボイド面積率が非常に低く，良い相関が得られていない．これは次節で述べる，溶接時の入熱回数の違いから生じる組織変化によるものと考えられる．

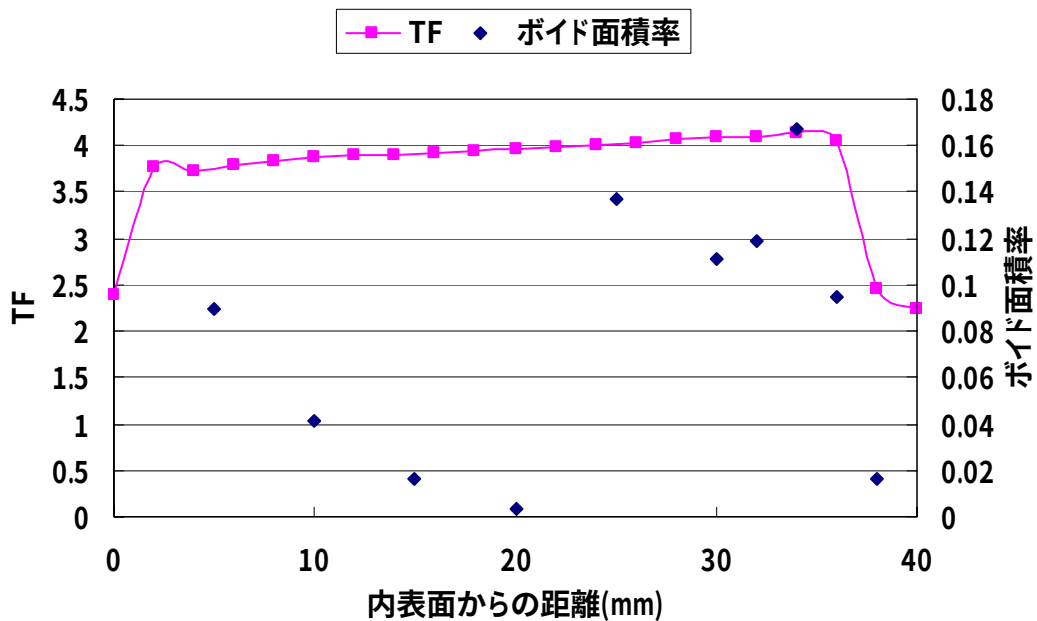


Fig. 5.1 Distribution of void area fraction and TF

5.1.2 繰り返し入熱による影響

各ボイド観察位置における細粒域の幅を Fig. 5.2 に示す．ボイド面積率の低い，内表面から 10mm,15mm,20mm,38mm の位置で細粒域の幅が小さくなっていることがわかる．また，各観察位置における細粒部観察画像例を Fig. 5.3 に示す．内表面から 10mm,15mm,20mm,38mm の位置の組織は，他の位置の組織と比べて結晶粒界が非常に曖昧でわかりにくくなっており，同じ細粒部でも組織が異なっていることがわかる．

これは，溶接時に入熱を受ける回数の違いによるものと考えられる．本試験片で用いられた溶接方法は，内表面から外表面にかけて何層も積み重ねていくという手法で，肉厚内部の 10mm,15mm,20mm 付近は，何度も繰り返し入熱を受けたことになる．繰り返し入熱を受けることによって細粒部の組織変化が起こり，ボイドの発生しにくい組織になった，もしくは変形抵抗が大きい組織になったと考えられる．38mm 位置については，溶接金属を盛った後，表面を焼きならすため何度も繰り返し入熱を受け，組織変化が起こったと考えられる．

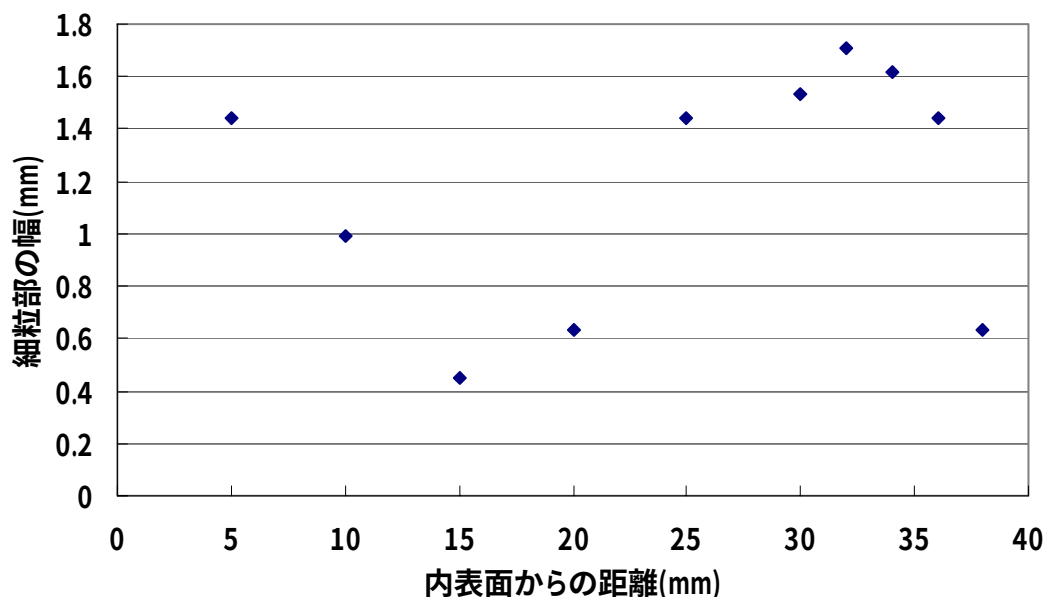
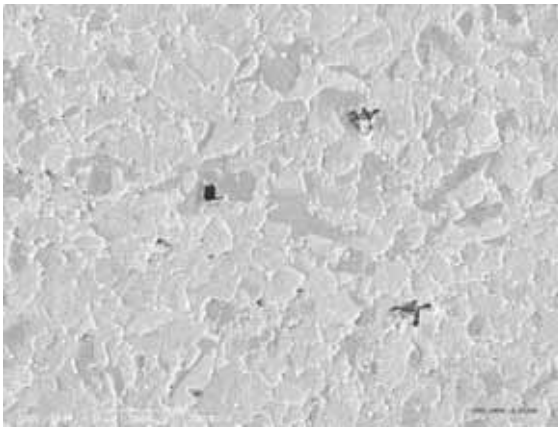
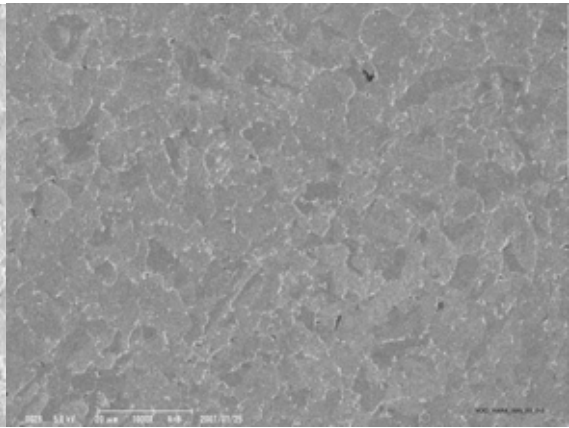


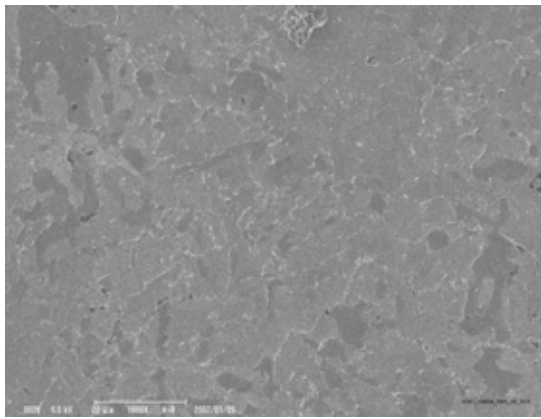
Fig. 5.2 Width of fine grain part



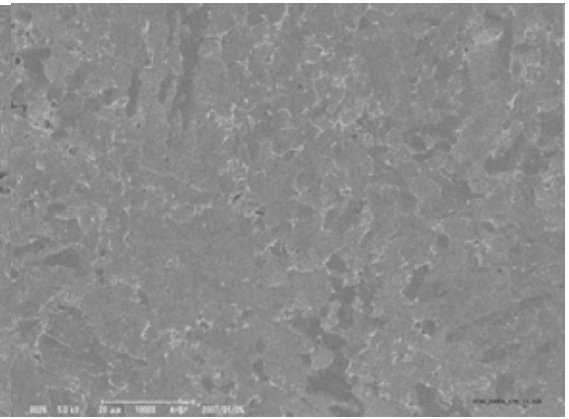
(a)



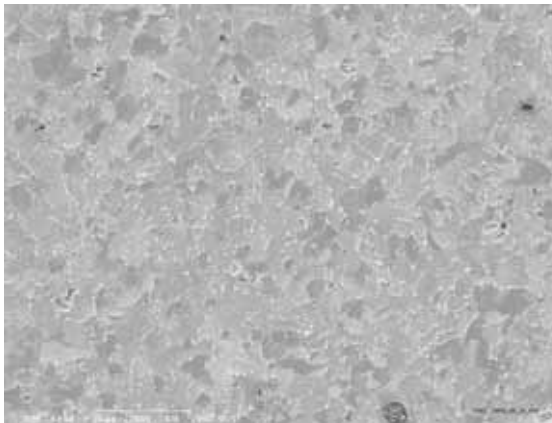
(b)



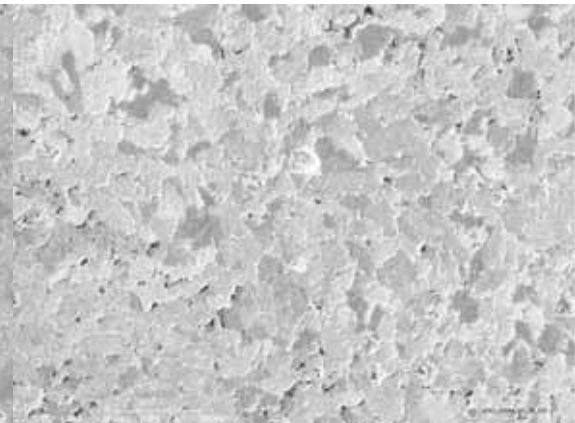
(c)



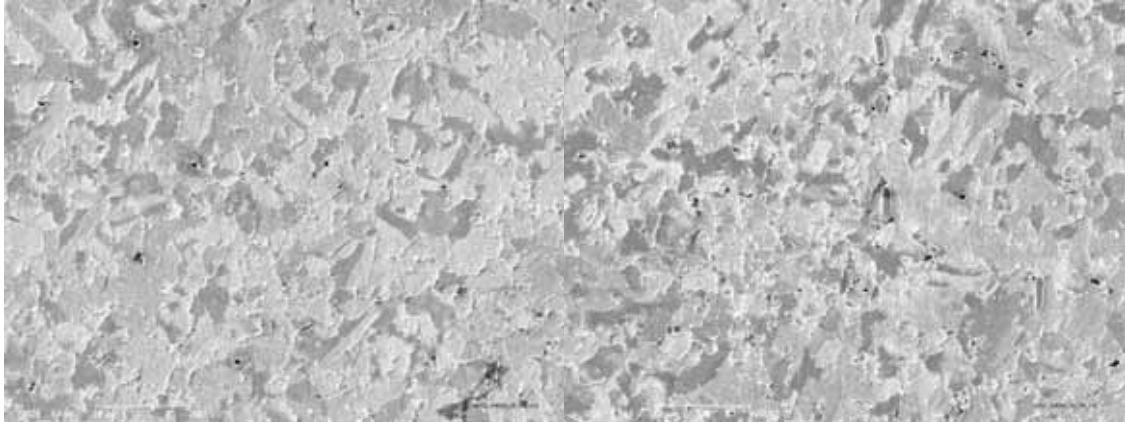
(d)



(e)

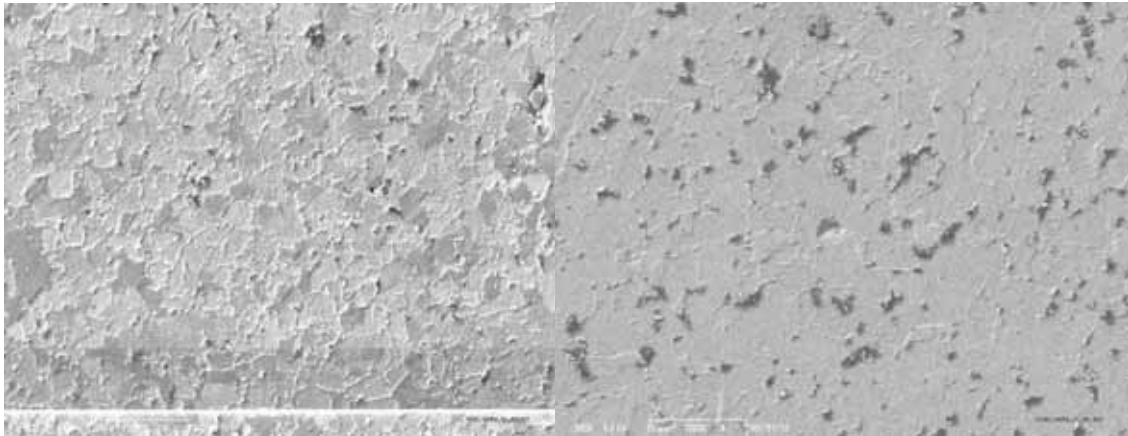


(f)



(g)

(h)



(i)

(j)

Fig. 5.3 Observation image example at
(a)5mm,(b)10mm,(c)15mm,(d)20mm,(e)25mm,(f)30mm,(g)32mm,(h)34mm,(i)36mm,(j)38mm

5.2 ボイド面積率法と L-M 法による余寿命評価結果の比較

4.3.1 で求めたボイド面積率法による余寿命評価結果と 4.3.2 で求めた Larson-Miller 法による余寿命評価結果を比較したグラフを Fig. 5.4 に示す.

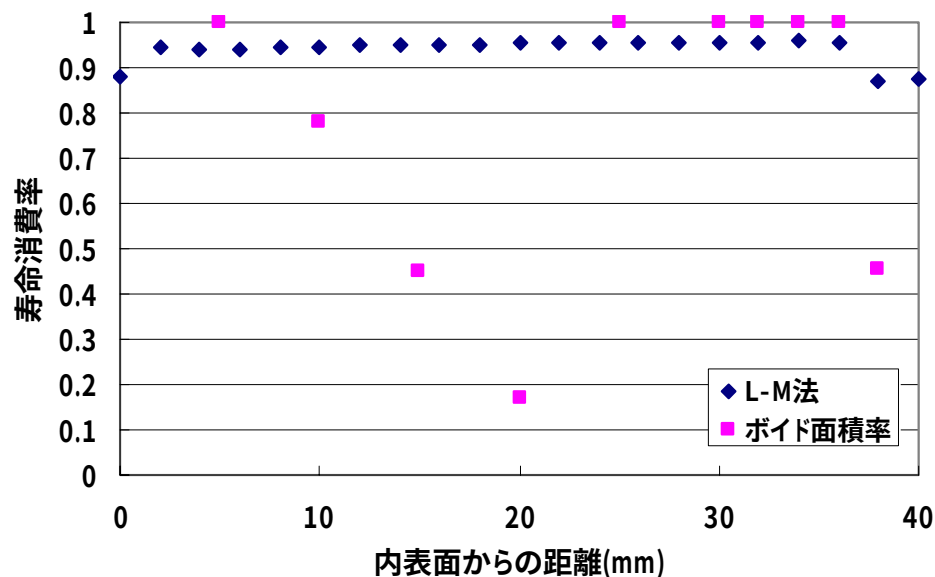


Fig. 5.4 Distribution of creep life fraction

ボイド面積率法による余寿命評価では, 溶接時の入熱回数により組織変化した位置については寿命消費率が半分以下という評価になる. 一方, L-M 法による余寿命評価では, 有限要素法モデルにおいて組織変化箇所のモデル化および入力するための物性値を求めることが困難なため, 組織変化には対応できず一様な評価しかできない. このため L-M 法による余寿命評価は, 肉厚内部の組織が一様な場合には適しているが, 今回のように肉厚内部に組織変化箇所が存在する場合には, あまり適さないといえる.

5.3 提案手法の検討

5.3.1 ボイド面積率と TF の相関の定式化

5.1.2 で述べた溶接時の入熱回数による組織変化の影響を除けば、Fig. 5.1 のボイド面積率と TF の分布は良い相関を示しているといえる．Fig. 5.1 をもとに，ボイド面積率と TF をどのような式で結びつけられればよいか検討する．

本研究では，ボイド面積率と TF を，外表面と肉厚内部の比によって結びつけることを考える．式(5.1)で表される補正係数 k_x を，各位置について求める．

$$\frac{D_x}{D_0} = \frac{TF_x}{TF_0} \times k_x \quad (5.1)$$

ここで， D_0 ：外表面のボイド面積率， TF_0 ：外表面における TF， D_x ：内表面から x mm点におけるボイド面積率， TF_x ：内表面から x mm点における TF である．ただし，今回は外表面におけるボイド面積率は測定できなかったため，内表面から 38mm点におけるボイド面積率および TF をそれぞれ D_0 ， TF_0 とした．求めた k_x をTable 5.1 に示す．

Table 5.1 Correction coefficient k_x

x	k_x
5	3.54
10	1.61
15	0.627
20	0.122
25	5.07
30	4.04
32	4.31
34	6.02
36	3.49

繰り返し入熱による組織変化のない $x=5,25,30,32,34,36\text{mm}$ 位置の k_x の平均値 $k_{\text{mean}1}=4.41$, 最大値 $k_{\text{max}1}=k_{34}=6.02$, 繰り返し入熱による組織変化がある $x=10,15,20\text{mm}$ 位置における k_x の平均値 $k_{\text{mean}2}=0.786$, 最大値 $k_{\text{max}2}=k_{10}=1.61$ となる. $k_{\text{mean}1}$, $k_{\text{max}1}$, $k_{\text{mean}2}$, $k_{\text{max}2}$ を用いて推定したボイド面積率分布と, 実際のボイド面積率分布のグラフをFig. 5.5 に示す.

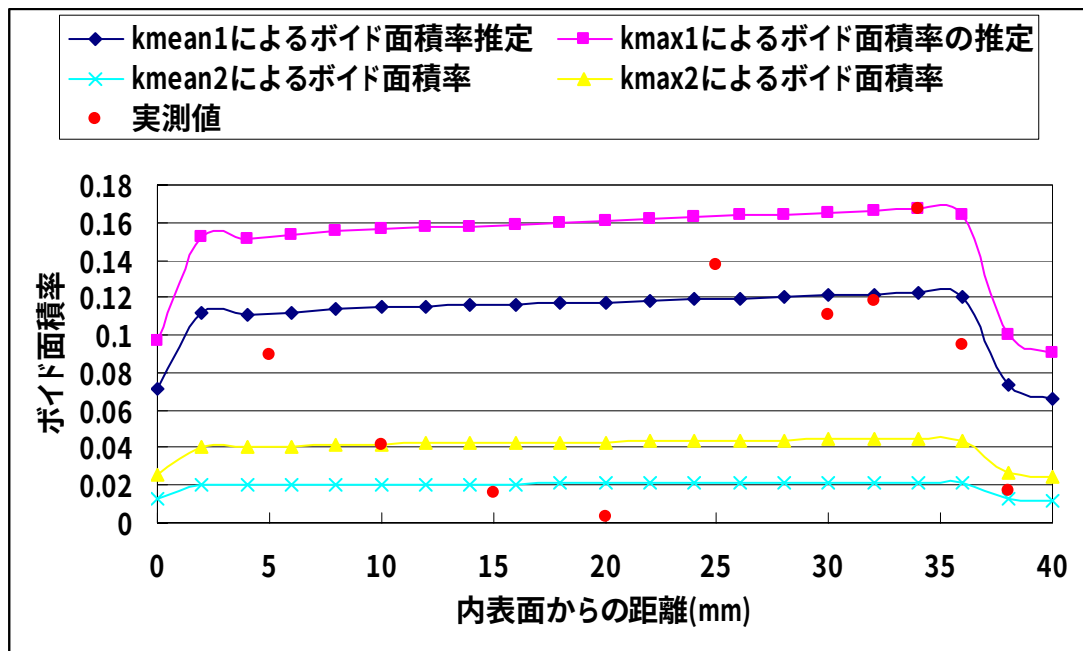


Fig. 5.5 Estimation of distribution of void area fraction

繰り返し入熱による組織変化のない位置については $k_{\text{mean}1}$ を用いるとよい推定となり, 繰り返し入熱による組織変化のある位置については $k_{\text{mean}2}$ を用いるとよい推定となることとがわかる. ただし, 一番安全側の評価を行う場合には, $k_{\text{max}1}$ を用いたほうがよい.

5.3.2 提案手法のまとめ

管外表面で観察により測定されるボイド面積率と，有限要素法解析により求められる肉厚方向の TF 分布から，本研究で求めた補正係数 k を用いて損傷評価する手法のフローチャートを Fig. 5.6 に示す． k については以下に示すように条件に応じて設定する必要がある．またこの k の値は，他の形状および材料の配管についても適用できるものか検討していく必要がある．

補正係数 k の設定

- (i) 外表面が繰り返し入熱による影響を受けた組織である場合： $k=4.4\sim6.0$ とする．
- (ii) 外表面が繰り返し入熱による影響を受けた組織でない場合：(i) よりも小さい値を設定する．

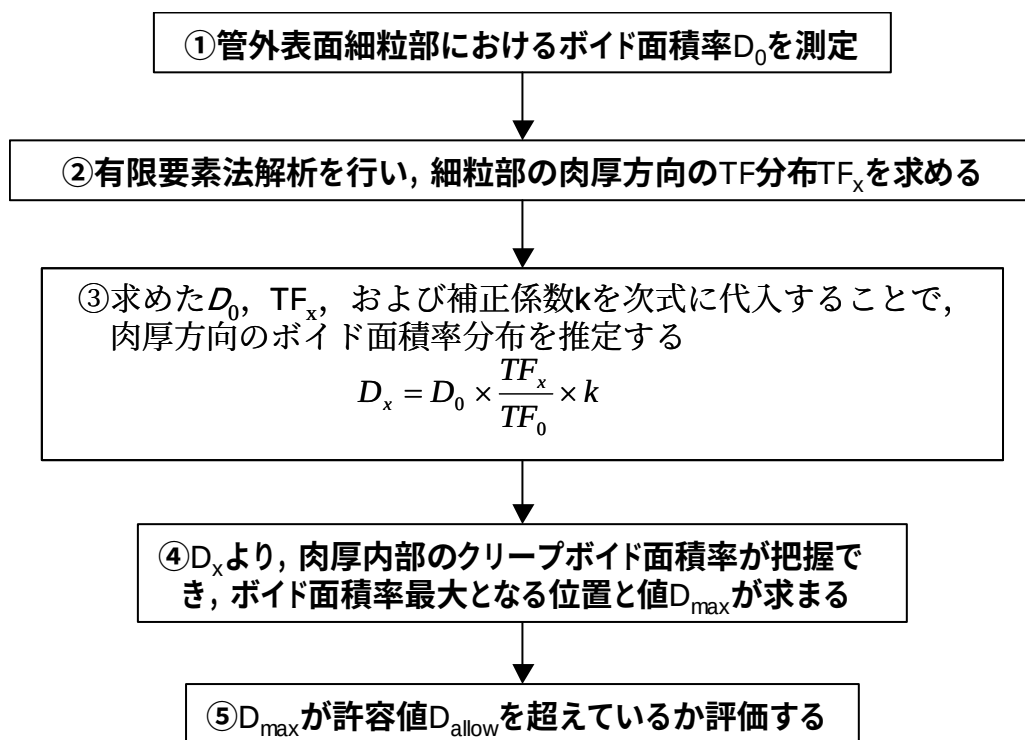


Fig. 5.6 Flow chart of proposal creep damage assessment

第6章 結論

本研究では、管外表面におけるボイド面積率から肉厚内部のクリープ損傷度を推定する手法について提案し、実機溶接鋼管エルボの HAZ 細粒部におけるボイド面積率分布の測定および有限要素法解析を行い、その結果から提案手法について検討を行った。その結果を次に示す。

- 1) 測定したボイド面積率分布と、有限要素法解析により求めた TF 分布には相関があることがわかった。
- 2) ボイド面積率と TF の関係を、補正係数 k を用いて定式化することで、外表面のボイド面積率と TF 分布から、肉厚内部のボイド面積率を推定する手法を示した。

あとがき

謝辞

本研究は、東京大学工学部機械工学科、酒井信介教授の御指導のもとに遂行されたものであり、あまり研究に向いていない私に懇切丁寧にご教示してくださった先生には心より感謝の意を申し上げます。また、時に厳しく、時に親身になって私を導いて下さった泉聡志助教授にも心から感謝いたします。

酒井先生には、非常にご多忙にも関わらず、私がまったく研究報告をしていないときには酒井先生のほうからご連絡してくださって研究の相談に乗っていただいたり、元のテーマであった押込みクリープ試験がうまくいかなかったときには、速やかに別のテーマを与えてくださったり、本当にご迷惑をかけっぱなしで申し訳ございませんでした。

産業安全研究所の山際様には、心より感謝申し上げます。本論文は山際様のご助力なくしては書くことはできませんでした。SEM の使い方やボイド面積の測り方など、本研究において必要なあらゆる知識を教えてくださいました。おかげさまでなんとかよい結果を出すことができました。本当にありがとうございました。

毎週行われる研究会では、必ず何かしらの成果を報告しないといけない、というプレッシャーがあり最初の頃はなかなか苦痛でしたが、それがあのおかげで研究のモチベーションが維持できていたと思います。自分の発表に関しては、4年生の最初のころは緊張してしどろもどろになってしまい、まったく発表どころではなかったのですが、最近になってようやく少しは緊張せずに発表できるようになったかと思います。発表内容についてはまだまだですが、これもひとえに酒井先生、泉先生のご指導のおかげです。最初の状態のまま社会に出ることにならなくて本当に良かったです。

助手の浅川さんには元のテーマであった押込みクリープ試験の実験で大変お世話になりました。実験がうまくいかないときに、一緒になって原因をいろいろ考えてくださったり、どのような実験をすればいいか提案してくださったり、非常に手助けしていただきありがとうございました。押込みクリープ試験機の上蓋を持ち上げる作業はもう二度とやりたくないですね。

原さんは私が4年生のときD3で、私が修士にあがるときに助手になりましたが、研究室内で一番身近で質問しやすい存在でした。そのため、つまらない質問もたくさんしてしまってお迷惑をおかけしましたが、毎回丁寧にお答えくださって本当にありがとうございました。

ドクターの熊谷さんには、コンピュータのトラブルなどでいつも助けていただきました。私がコンピュータに疎いこともあり、すごく単純なことをお聞きしても丁寧に教えてくださり、非常に助かりました。いつも朝早くから夜遅くまで研究室で研究をされていて、本当に尊敬します。

M1, 四年生のみんなは優秀な人が多くて、突き上げを食らうこっちは大変でしたが、その分こっちも頑張らなければ、という気持ちにさせられました。来年度からも頑張って研究に精を出してください。

最後に、3年間苦楽をともにした木村君、山崎君、新国君、本田さん、2年間苦楽をともにした中島君、大場君にお礼申し上げます。本当にどうもありがとうございました。

参考文献

- [1] 馬木秀雄 他, 石川島播磨技報, 29, 162(1989).
- [2] 西田秀高 他, 日本機械学会論文集 A, 66, 1657(2000).
- [3] R.Viswanathan and J.R.Foulds, Proc. of ASME PVP Conference, 303, 187(1995).
- [4] H.J.Westwood, “ Microstructure and Mechanical Properties of Aging Material ” ed. P.K.Liaw, R.Viswanathan, K.L.Murty, E.P.Simonen and D.Frear, p.155(1993) The Minerals, Metals & Materials Society.
- [5] F.V.Ellis, Proc of ASME PVP Conference, 288, 165(1994).
- [6] S.T.Kimmins, M.C.Coleman and D.J.Smith,Proc. of 5th Inter Conf. On Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures, University College,Swansea, 681(1993).
- [7] J.D. Parker and A.W.J.Parsons, Proc. of ASME PVP Conference, 288, 423(1994).
- [8] 川上繁幸, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, No.930-73, 398(1993).
- [9] 菅沢光彦, 桜井隆, 青木満, 福島一夫, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, No.940-37, 421(1994).
- [10] R.Hales, CEGB reposit, RD/B/6238/R89(1989).
- [11] R.L.Huddleston, J.Pressure Vessel Technology, 107, 421(1985).
- [12] 緒方隆志, 屋口正次, 「2.25Cr-1Mo 鋼ボイラ溶接熱影響部の高温強度特性評価」, 材料 Vol.47, pp.253-257(1998).
- [13] 石川島播磨重工業株式会社, 「鋼構造物のクリープに関する評価試験業務報告書」, (2005).

以上

P. 1 ~ P.51 完

修士論文

平成 17 年 2 月 9 日提出

56202 安田健一