

火力発電ボイラの構造評価手法に関する研究

(Research on structural evaluation methods for thermal power boilers)

2019年 9月

村上 英治

2.5	新しい簡易予測手法の提案	40
2.6	提案予測手法の検証	42
2.6.1	長手溶接部がある内圧クリープ試験体による検証	42
2.6.2	ボイド成長シミュレーション結果との比較	44
2.6.3	実機で使用されたエルボー配管による検証	48
2.7	結 言	50
第3章 クリープボイド個数密度分布予測手法の12Cr鋼への応用		51
3.1	緒 言	51
3.2	クリープボイド個数密度の簡易評価手法	52
3.3	内圧クリープ試験	54
3.3.1	供試材	54
3.3.2	試験体の形状	55
3.3.3	試験条件及び結果	55
3.4	内圧クリープ試験体の応力解析	57
3.4.1	有限要素モデル	57
3.4.2	クリープ則	58
3.4.3	応力解析の結果	59
3.5	クリープボイド個数密度増加速度の評価	61
3.5.1	クリープボイド分布の観察	61
3.5.2	クリープボイド個数密度の増加速度	67
3.6	予測手法の検証	69
3.6.1	形状及び条件	69
3.6.2	有限要素モデル	69
3.6.3	クリープボイド分布の予測結果	69
3.7	結 言	71
第4章 火力発電ボイラ鉄骨構造の効率的な配置最適化手法		73
4.1	緒 言	73

4.2 火力発電ボイラの鉄骨設計手法	74
4.3 断面積変化を考慮した配置最適化手法	76
4.4 大規模骨組み構造への適用による検証	79
4.4.1 計算条件	79
4.4.2 ブレース数を制限した場合	83
4.4.3 ブレース数を制限しない場合	85
4.4.4 地震層せん断力係数の影響	87
4.4.5 質量低減効果についての考察	88
4.5 結 言	91
第5章 今後の研究課題	93
5.1 高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の予測手法	93
5.2 鉄骨構造の配置最適化手法	93
第6章 結 論	95
参考文献	98
本論文に関連した発表論文	105
謝 辞	106

第1章 緒 論

1.1 研究の背景と目的

1.1.1 電力エネルギー構成の動向

エネルギー資源に乏しい我が国では、地球環境に配慮し、経済的かつ長期的に安定した電力供給を実現することは極めて重要な課題である。発電方式には、水力、火力、原子力など、多様な方式があり、近年では、太陽光、風力、バイオマス発電等の再生可能エネルギーの比率が増加している。エネルギーの大半を輸入に依存している我が国では、複数のエネルギー源を組み合わせることにより、それぞれのエネルギー源の短所をカバーするエネルギー・ミックスの考え方により、電力の安定供給を実現している。

本論文では、我が国の電力供給の一翼を担っている石炭焼き火力発電プラントを対象としている。石炭焼き火力発電プラントの外観の例[1]を図1-1に、機器構成の模式図[2]を図1-2に示す。図1-2に示すように、石炭焼き火力発電プラントでは、石炭を微粉炭機で粉砕して微粉炭を作り、これをボイラで燃焼させ、燃焼時に発生した熱を蒸気に換え、蒸気タービン及び発電機を回転させて発電する。ボイラの後流側には排煙処理設備があり、ボイラの排ガスを浄化し、煙突より排出する。



図1-1 石炭焼き火力発電プラントの外観の例[1]

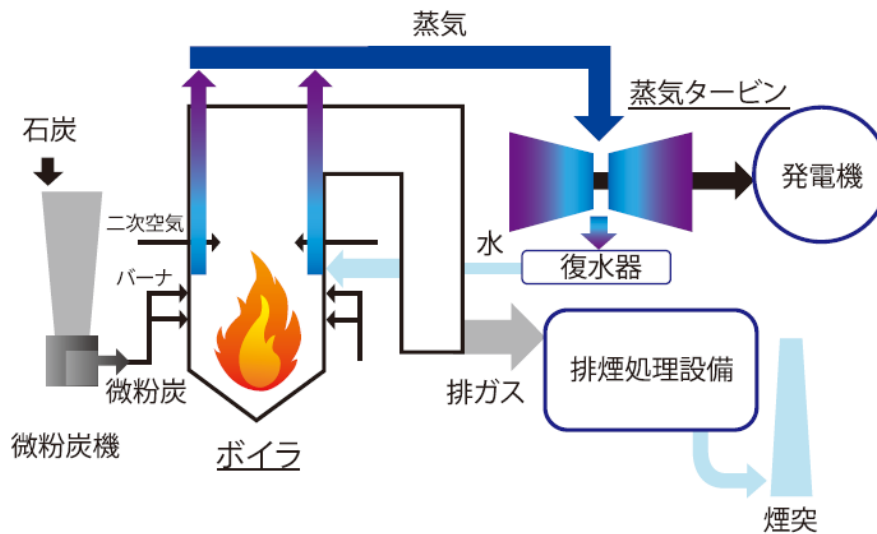


図1-2 石炭焼き火力発電プラントの機器構成の模式図[2]

日本国内の発電電力量の推移[3]を図1-3に示す。日本国内の発電総量は、1952年以降、増加し続けている。エネルギー構成に着目すると、東日本大震災前の2010年では、原子力が25.1%、石炭が27.8%、LNGが29.0%であり、これら3種の燃料が全体の約80%を占めている。一方、2011年の東日本大震災以降、原子力が急激に減少し、2016年は原子力が1.7%、石炭が32.3%、LNGが42.1%となっている。本論文の対象である石炭焼き火力発電は、震災以前が約28%、震災以降が約32%であり、我が国の重要な電力供給源である。また、近年、太陽光、風力などの新エネルギーが急増しているが、2016年時点で6.9%に過ぎない。図1-4に世界のエネルギー消費量の推移[3]を示す。2016年の石炭による発電量は全体の約28%を占めており、世界的にみても石炭焼き火力発電プラントは重要な電力供給源である。

将来のエネルギー需要については種々の予測[3-8]があるが、代表例として、資源エネルギー庁が公表している世界のエネルギー需要の展望[3]を図1-5に示す。予測機関によって若干の差異はあるが、いずれの予測においても、2030年の石炭焼き発電プラントによる発電量は2016年と同等量を予測しており、将来にわたって石炭焼き火力発電プラントは重要な電力供給源である。

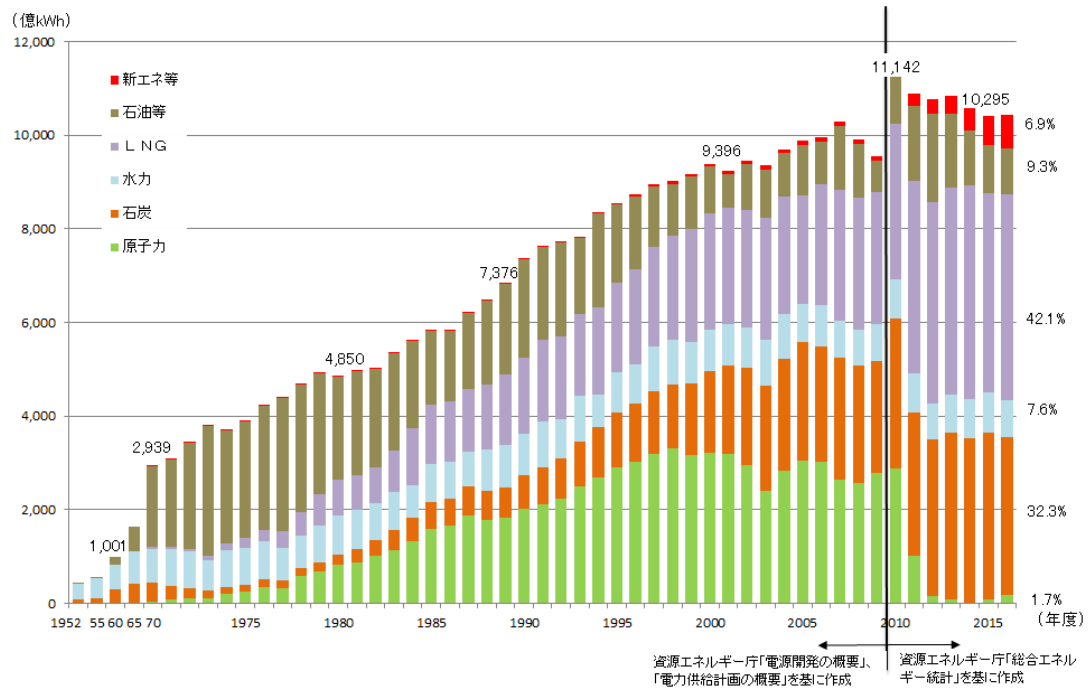


図1-3 日本国内の発電電力量の推移[3]

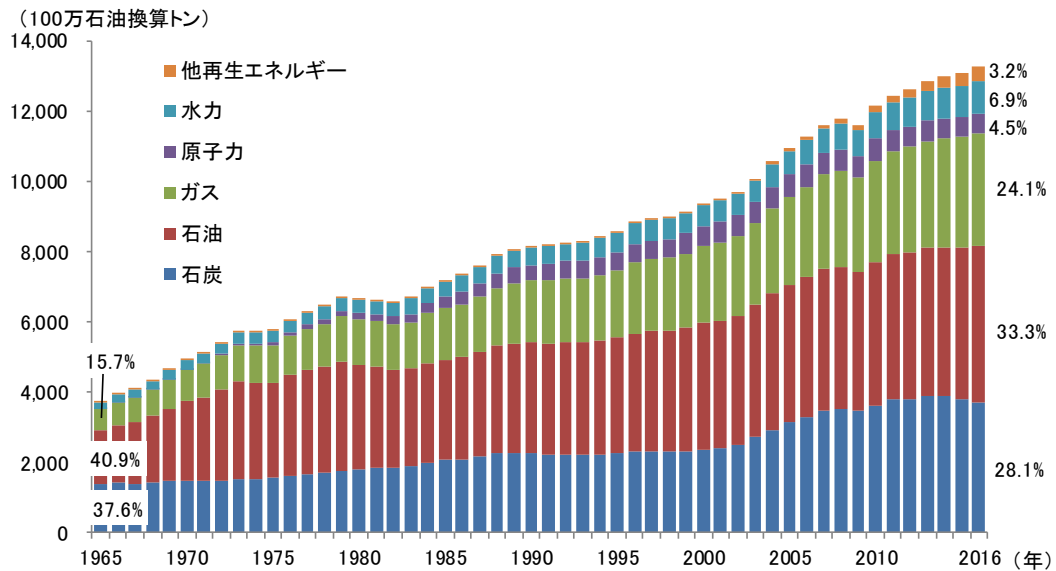
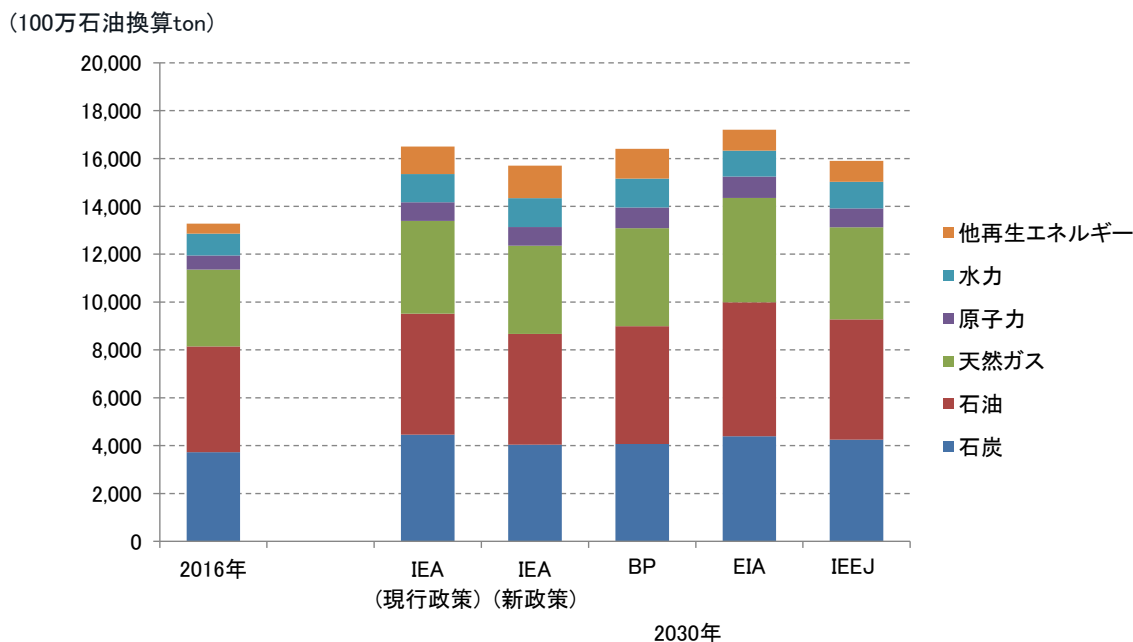


図1-4 世界のエネルギー消費量の推移(エネルギー源別, 一次エネルギー) [3]



(注1) EIA、IEEJはレファレンスケース。
 (注2) 他再生エネルギーは風力、太陽光、地熱、バイオマス等の再生可能エネルギー発電である。
 (注3) 原子力、水力、他再生可能エネルギー発電はBPに従って、一次エネルギーから電力への転換率を38%とする。
 出典: BP「Statistical review of world energy 2017」、「Energy Outlook 2035: January 2017」、IEA「World Energy Outlook 2017」、EIA「International Energy Outlook 2016」、日本エネルギー経済研究所(IEEJ)「IEEJアウトルック2018」を基に作成

図1-5 世界のエネルギー需要の展望[3]

1.1.2 石炭焼き火力発電ボイラ

(1) 石炭焼き火力発電ボイラの構造

本論文の対象である石炭焼き火力発電ボイラの断面構造の例[9]を図1-6に示す。鉄骨建屋内に石炭を蓄えるためのバンカ、微粉炭機、ボイラ、その他の機器が配置されている。ボイラは運転を開始し高温になると、ボイラ自体が大きく熱膨張する。ボイラの支持方式には、吊り下げ支持と自立支持の2種類があるが、ボイラの熱膨張を下方へ逃がすことができる利点があるため、吊り下げ支持が採用される場合がほとんどである。図1-6に示した構造例においても、ボイラ本体を鉄骨から吊り下げ支持する構造になっている。また、火力発電プラントは地震が発生しても、電力の安定供給を継続できることが必要であるため、高い耐震性を待たせるように設計[10]されている。

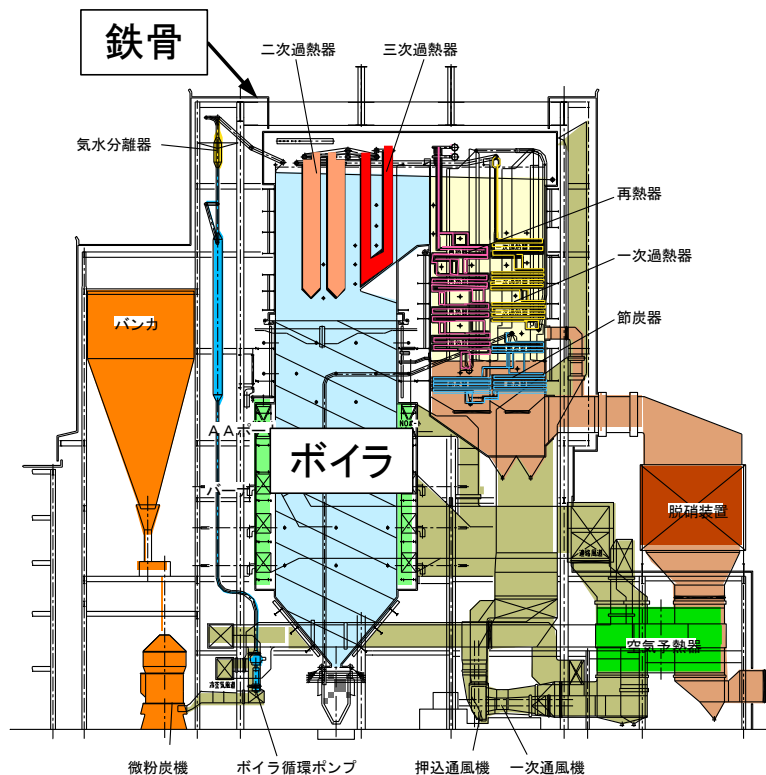


図1-6 火力発電ボイラの断面構造の例[9]

(2) 石炭焼き火力発電プラントの発電効率

近年の地球温暖化に伴い、石炭焼き火力発電所からのCO₂排出量の削減が急務である。そのためには、発電効率を向上させることが必要であり、効率向上のため、蒸気条件の高温、高压化が進められてきた。図1-7は石炭焼き火力発電プラントの蒸気条件の変遷[11]である。蒸気温度は、1950年代は538℃、1960年頃から1990年中ごろまでは566℃が主流、その後、593℃、600℃、610℃と急速に高温化している。

図1-8は日本国内における石炭火力プラントの効率の変遷[12]を示している。縦軸はLHV基準(注1)の発電端熱効率(=発電機出力(熱量換算値)/ボイラ供給燃料の発熱量)である。石炭焼き火力発電では、いかに大きな熱エネルギーを利用できるかが重要であり、圧力や温度が高いほど高効率になる。蒸気条件を大別すると、亜臨界圧発電(蒸気圧力が臨界圧22MPaより低い条件)、超臨界圧発電(臨界圧22MPaより高い条件)、超々臨界圧発電(USC: Ultra-supercritical, 超臨界圧発電で蒸気温度が593℃以上)に区分され

ている。発電端熱効率(LHV)は、1970年代に主流であった亜臨界圧発電では約35%であるが、現在は45%以上に向上している。

(注1) 化石燃料を燃焼させると水が生成し、気体から液体に変わる時に凝縮熱が発生。凝縮熱を発熱量に含める方法が高位発熱量基準(HHV : Higher Heating Value), 含めない方法が低位発熱量基準(LHV : Lower Heating Value)。LHVは発熱量が小さいため、計算される熱効率が高くなる。

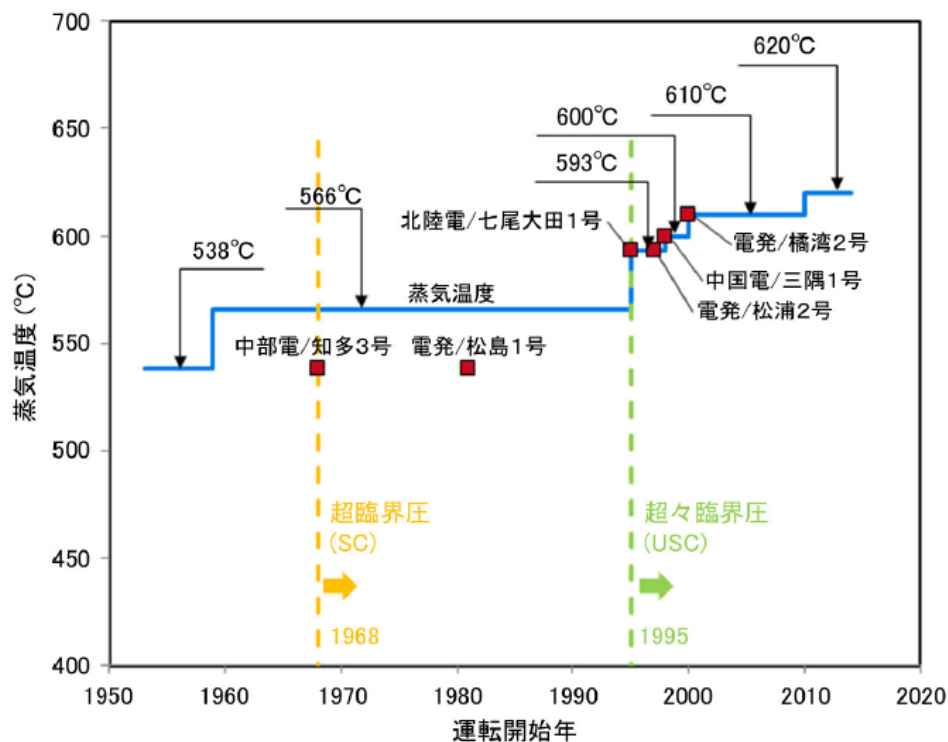


図1-7 石炭焼き火力発電プラントの蒸気条件の変遷[11]

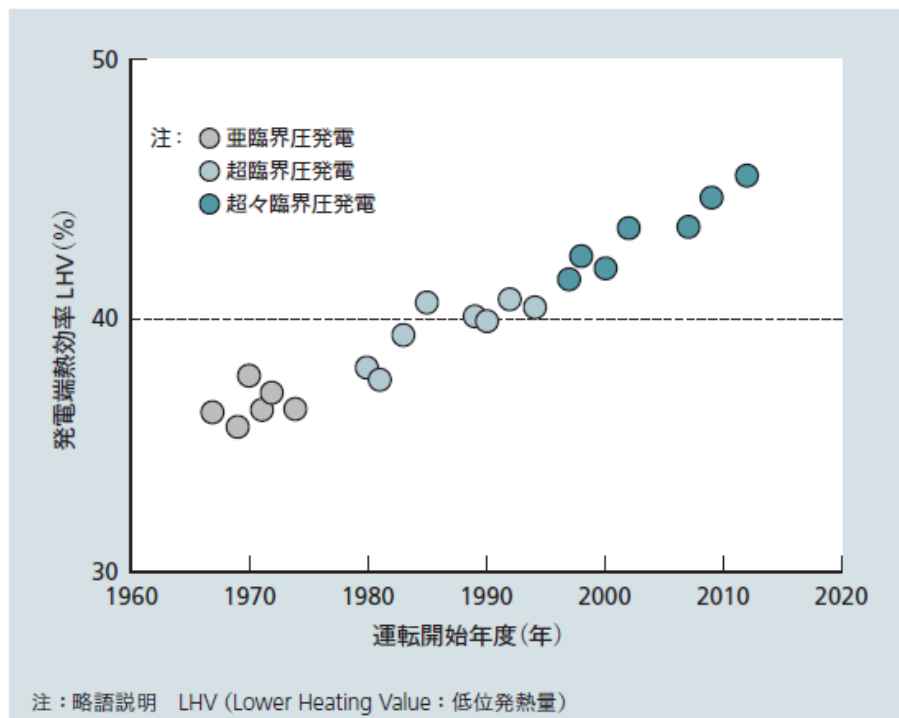


図1-8 日本国内における石炭焚き火力プラントの効率の変遷[12]

注) 亜臨界圧発電 : 主蒸気圧力が臨界圧22MPaより低い蒸気条件
 超臨界圧発電 : 臨界圧22MPaより高い蒸気条件
 超々臨界圧発電 : 超臨界圧発電で、蒸気温度が593℃以上

(3) 使用する耐熱材料の変遷

火力発電ボイラの高温部(約500℃以上)の伝熱管や配管には、高温強度に優れたオーステナイト系ステンレス鋼やフェライト系耐熱鋼が使用される。ステンレス鋼はフェライト系耐熱鋼に比べ、高温強度が優れるが、線膨張係数が大きい。そのため、長さが数十メートルにもなる蒸気をタービンに送るための蒸気配管など、熱応力の低減が必要な機器には、線膨張係数が小さいフェライト系耐熱鋼が採用されている。

本論文で対象としているフェライト系耐熱鋼の変遷[13]を図1-9に示す。図中の上側に示された数値(単位MPa)は、600℃においてクリープ破断寿命が100,000hとなる応力値であり、右側にいく程応力値が高く高温強度に優れた材料である。火力発電プラントの蒸気条件の高温、高圧化のためには、高温強度に優れた耐熱鋼の開発、採用が不可欠である。図1-7に示した蒸気温度の変遷において、蒸気温度が566℃以下の条件で

は、2.25Cr鋼(規格名：ASME T22鋼，JIS STBA24)が使用されていた。その後，593°C以上の蒸気条件では，9Cr鋼(規格名：ASME T91鋼，JIS STBA28)や12Cr鋼(規格名：ASME T122鋼，JIS SUS410J3TB)が採用されている。一般に，9Cr鋼や12Cr鋼は高クロム鋼と呼ばれている。

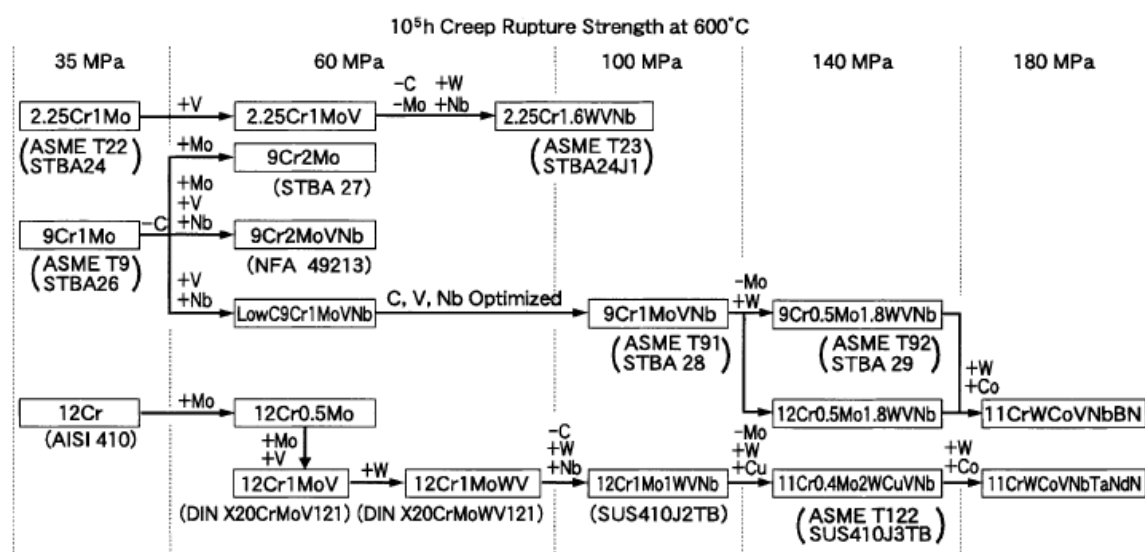


図1-9 火力発電プラントに使用されるフェライト系耐熱鋼の変遷[13]

1. 1. 3 火力発電ボイラの構造評価手法における課題

火力発電ボイラに関する研究課題は，石炭の粉砕，燃焼，材料強度，溶接，腐食，排ガス浄化，検査，建屋構造など多岐にわたる。近年，火力発電ボイラの構造評価手法に関する課題としては，高クロム鋼溶接部のクリープ損傷，ボイラ鉄骨構造の耐震性向上が挙げられる。これらは，いずれも，火力発電プラントの運転停止，すなわち，電力供給の停止につながる重要な課題であり，早期解決が望まれている。本論文では，電力の安定供給に貢献することを目的として，高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープ損傷予測手法の開発，ボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的設計手法の確立，について，研究を実施する。以下に各課題の詳細を説明する。

(1) 高クロム鋼溶接部熱影響部細粒域のクリープ損傷の予測手法

火力発電プラントには、長期間にわたって連続して発電を行える高い信頼性が要求される。しかしながら、火力発電プラントにおいて、高クロム鋼溶接部に損傷が発生した事例が報告されている[14, 15, 16]。文献[16]においては、2003年6月に火力発電ボイラの高クロム鋼製の高温再熱蒸気管(最高使用温度595℃)で蒸気漏洩事故が発生し、その原因は、溶接熱影響部(HAZ : Heat-Affected Zone)の細粒域に生じたType IV き裂[17, 18]によるクリープ破壊であり、溶接熱影響部のクリープ破断強度が母材に比べて著しく低下すると推測されたことが報告されている。

図1-10は2.25Cr鋼や高クロム鋼溶接部の破壊形態を分類[17, 18]したものである。溶接部は、溶接時に到達する最高温度が異なるため、位置によって金属組織が異なり、溶着金属(Solidified weld)、粗粒域(Grain growth zone)、細粒域(図1-10ではRecrystallized zone 及び Partially transformed zone と表記)などに分類される。溶接部の破壊形態は、き裂が発生する場所によって4種類に分類されている。Type I は溶接金属中に、Type II は溶接金属から溶接熱影響部にかけて、Type III は溶接熱影響部の粗粒部(溶接金属側)に、Type IV は溶接熱影響部の細粒域にき裂が発生する。2.25Cr鋼及び9Cr鋼や12Cr鋼などの高クロム鋼では、熱影響部細粒域のクリープ強度が低いため、Type IVき裂が発生することが知られている[14, 15, 16]。

クリープ現象が進むと結晶粒界にクリープボイドと呼ばれる空洞が発生し、ボイドが合体・連結することによりき裂となる。図1-11に高クロム鋼の熱影響部細粒域にボイドが発生してType IVき裂となった例[19]を示す。本例は、625℃でクリープ試験を実施した結果、b部の外表面にき裂が発生したため試験を終了し、切断して断面を観察したところ、反対側a部の溶接熱影響部細粒域の肉厚中央に多数のクリープボイド及びボイドが合体してできたき裂、すなわちType IVき裂が認められたものである。この例のように、クリープボイドが先行して発生すること、肉厚中央部が破壊の起点となることがType IVき裂の特徴である。

火力発電プラントの漏洩事故が発生すると発電を継続できないため、高クロム鋼溶接部の破壊を未然に防止して、安定した電力供給を実現するためには、漏洩事故を未然に防止することが不可欠である。高クロム鋼のType IVき裂は、外表面から見えないため、解析的な手法によるクリープボイドの発生予測手法の開発が望まれている。本

論文では、高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイドの分布を簡便かつ高精度に予測できる手法を開発する。クリープボイドが発生し、合体してき裂となっても、直ちに破壊(漏洩)が発生することはないが、クリープボイドの発生を予測することができれば、超音波探傷等の検査が必要な部位の選定や検査スケジュールを合理的に計画することが可能となる。

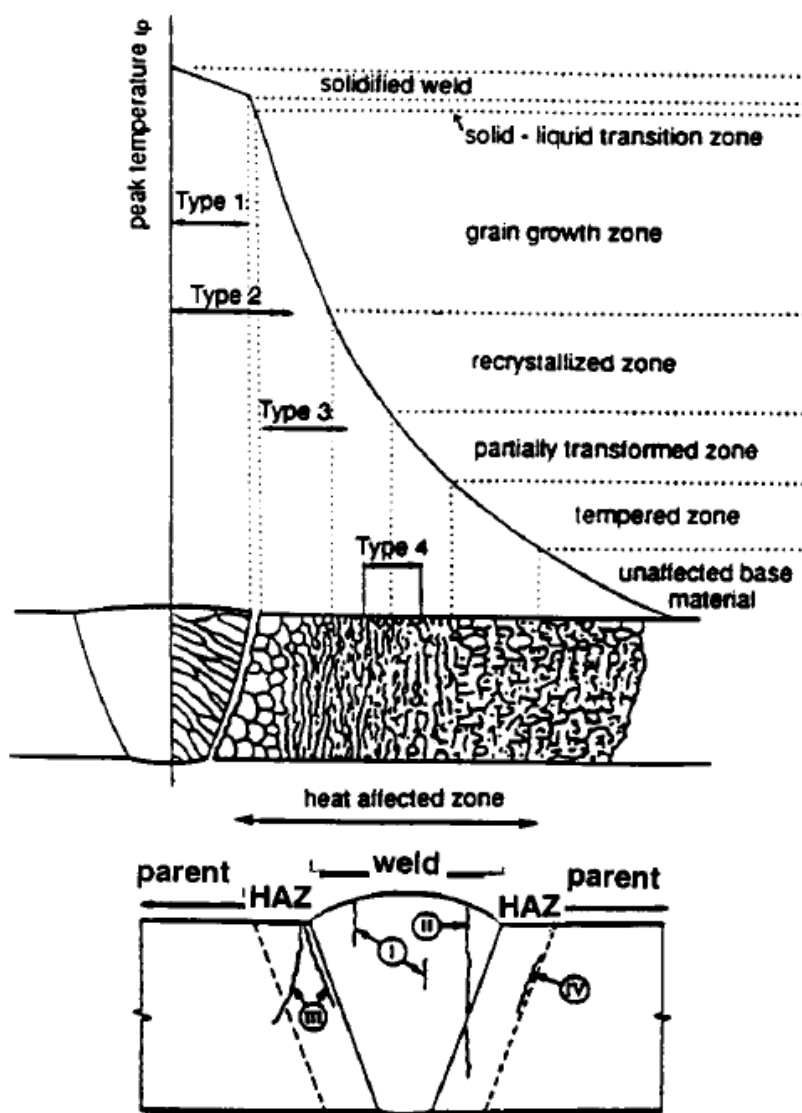


図1-10 溶接部の破壊形態の分類[17, 18]

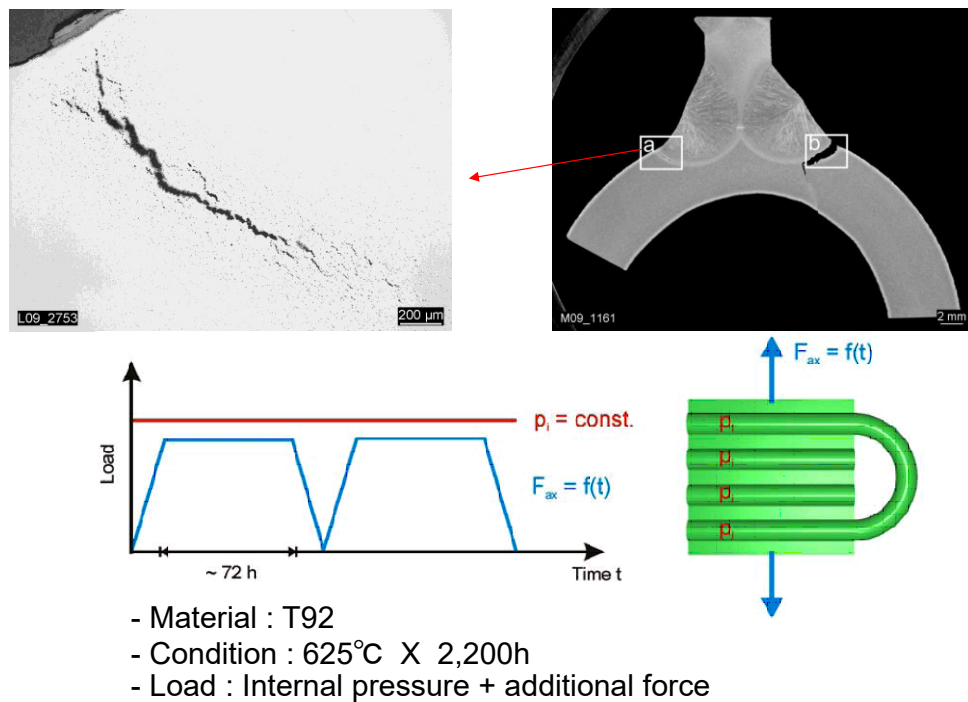


図1-11 高クロム鋼溶接熱影響部の破壊事例[19]

(2) ボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的設計手法

発電電力量の増加(図1-3, 図1-4)に伴い, 火力発電プラント1基あたりの出力も増加している。図1-12は, 東京電力が公開している火力発電設備のデータ[20]を用いて, 火力発電プラント(コンバインドサイクル発電プラントを除く34基)の1基あたりの発電出力と運転開始年の関係を示したものである。本例では, 1960年代に運転を開始した出力175MW/基(17.5万kW/基)の発電プラント以降, 発電出力は350MW/基(35万kW/基), 600MW/基(60万kW/基)と急速に増加し, 1970年代以降は, 1,000MW/基(100万kW/基)が主流になっている。図1-13に火力発電プラントの発電出力と鉄骨高さの関係[21]を示す。火力発電プラントの発電容量増大に伴ってボイラも大型化し, 1,000MW用ボイラの鉄骨高さは80m以上にもなる[21]。

図1-14は, 東日本大震災後で被災した火力発電プラントの被害状況をまとめた結果[22]である。図1-14(a)は被害ランク(A:全壊, B:一部損壊, C:軽微な不具合)の集計結果であり, 被害は多岐の火力発電設備に及んでいるが, ボイラ設備の被害件数が最も

多くなっている。また、同図(b)は被害要因の集計結果で、地震動によるボイラ設備の被害が最も多くなっている。

以上のように、火力発電プラントの大型化、震災による被害の発生経験を踏まえ、火力発電プラントに高い耐震性を持たせて、地震による損傷を防止することは極めて重要な課題である。

図1-6に示したように、火力発電ボイラは鉄骨に吊り下げ支持されているため、火力発電ボイラの耐震性を向上させるためには、鉄骨構造の耐震性を向上させることが不可欠である。従来から、ボイラ鉄骨の耐震設計は実施されているが、ボイラの大型化や予想される超巨大地震を想定した地震荷重の増大等により、更なる耐震性と経済性を両立する合理的構造が求められている。図1-15にボイラ本体及び鉄骨構造の3D-CADモデルの例[23]を示す。鉄骨構造は、柱、梁とブレース(筋交い)から成っている。柱及び梁はボイラ本体の自重の支持、ブレースは地震動などの横荷重に耐えることが主な役目である。

鉄骨構造の耐震性を向上させるためには、柱やはりの断面積を大きくし、ブレースを多数配置することが有効である。しかし、これらを行うと鉄骨の材料費や建設費が増加することになる。建設費を増加させずに耐震性を向上させる鉄骨構造の経済的な設計手法は確立されておらず、設計者はトライアル・アンド・エラーで、柱や梁の断面積や配置するブレースの数や位置を変化させ、経済的かつ耐震性を確保できる構造を探索している。そのため、耐震性と経済性を両立できる鉄骨構造の効率的な設計手法の開発が望まれている。本論文では、部材配置と断面積の同時最適化手法をボイラ鉄骨構造に拡張し、耐震性と経済性を両立できるボイラ鉄骨のブレース配置最適化手法を確立する。

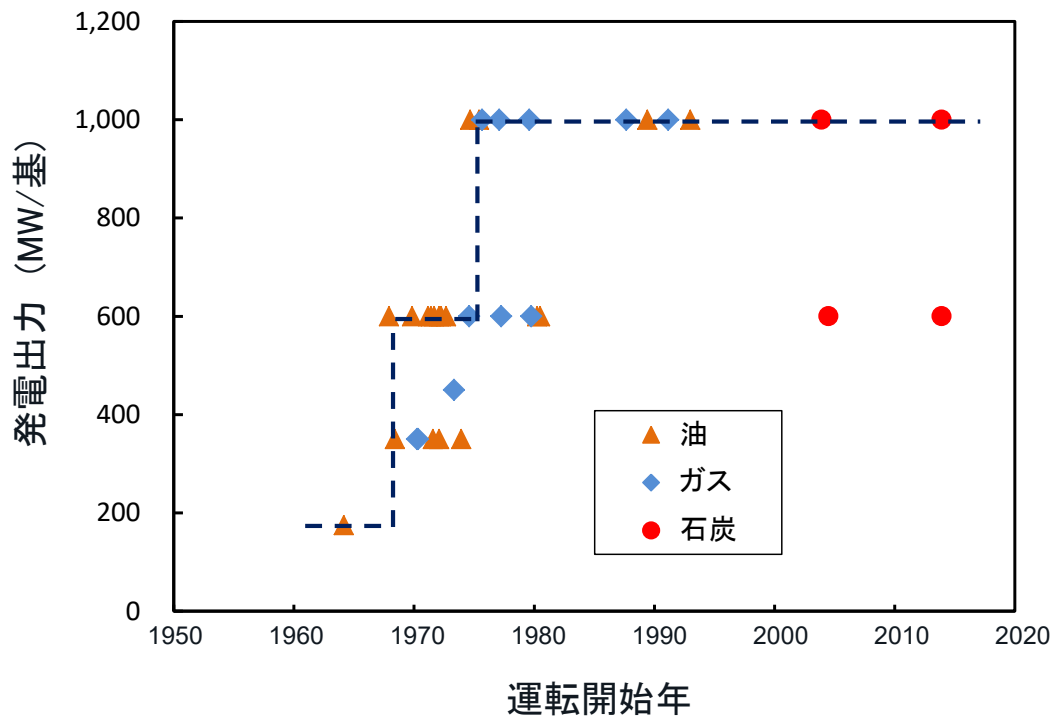


図1-12 火力発電プラント1基あたりの発電出力の変遷例
(公開データ[20]をグラフ化)

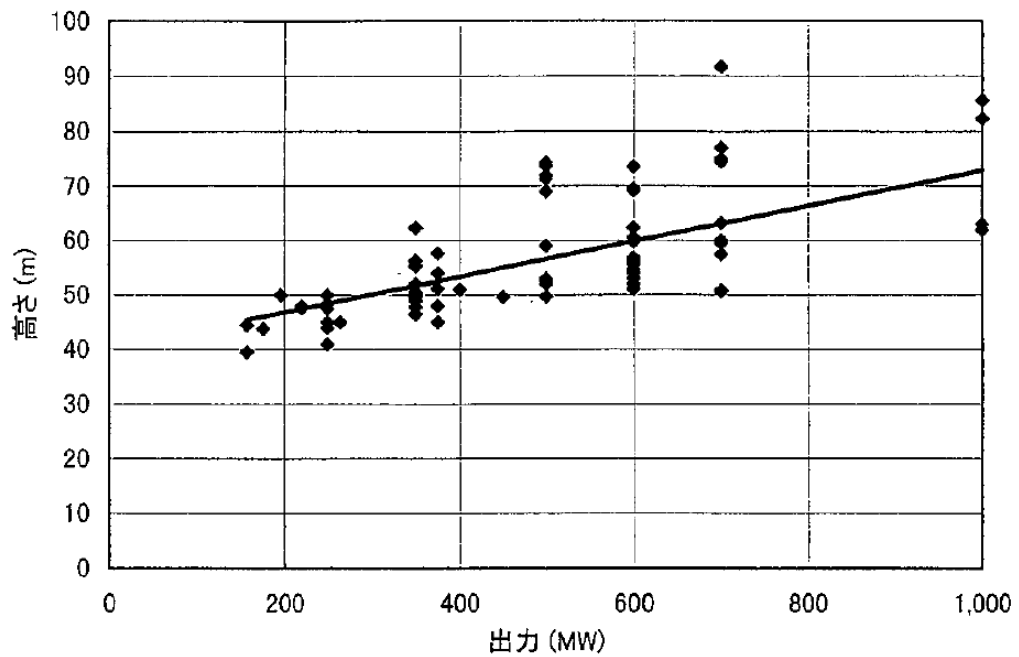
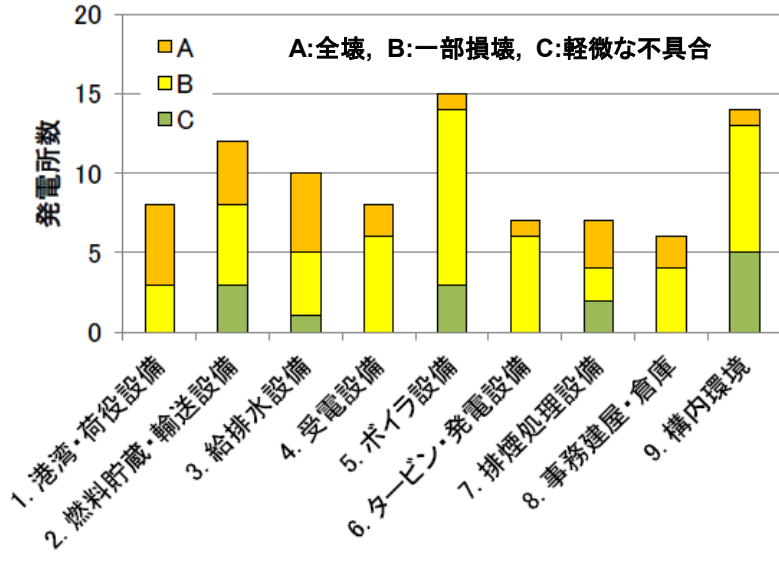
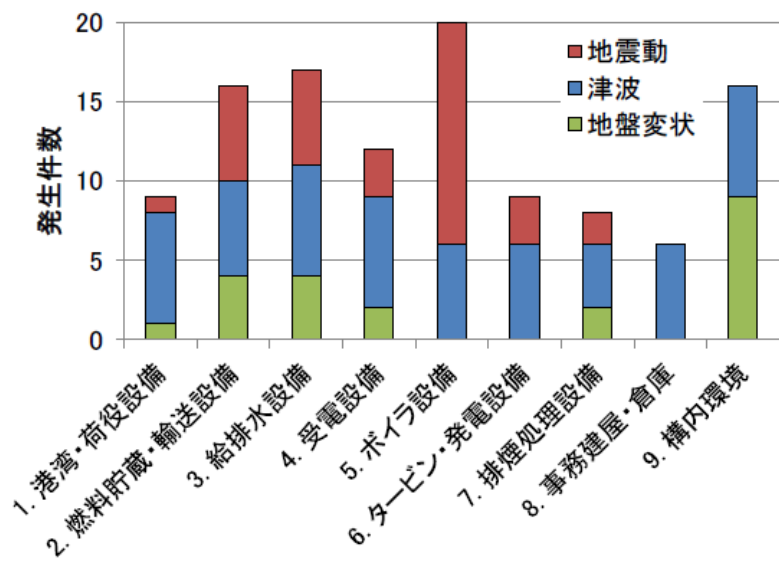


図1-13 火力発電プラントの発電出力とボイラ鉄骨高さの関係[21]



(a)被害ランクの集計結果



(b)被害要因の集計結果

図1-14 東日本大震災による火力発電設備の被害状況 [22]

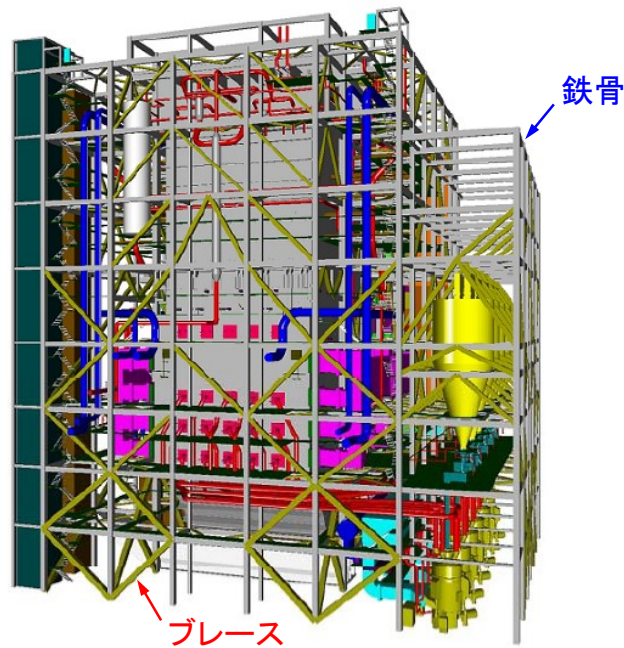


図1-15 ボイラ本体及び鉄骨構造の3D-CADモデルの例[23]

1.1.4 本論文の目的

本論文では、火力発電プラントの信頼性向上、電力の安定供給につながり、近年、解決が望まれている構造評価に関する研究課題として、高クロム鋼溶接熱影響部からの破壊を未然に防止するためのクリープ損傷予測手法、及びボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的な設計手法、について研究を実施する。

第2章では、火力発電ボイラで使用される9Cr鋼を対象として、火力発電プラントの現場技術者や設計技術者が、市販の有限要素法(FEM: Finite Element Method)応力解析プログラムを用いて、高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープ損傷の進行、すなわち、クリープボイド個数密度分布を簡便に予測可能な新しい手法を提案する。提案手法を、実機火力発電ボイラで長時間使用した配管に適用し、実際の損傷状況と比較することにより、提案手法の精度を検証する。

第3章では、9Cr鋼を対象としたクリープボイド個数密度分布の簡易予測手法を12Cr鋼へ展開する。12Cr鋼のボイド発生特性は9Cr鋼と異なるため、12Cr鋼のための係数を新規に求め、提案手法の12Cr鋼溶接熱影響部細粒域への適用を可能にする。

第4章では、小規模構造で検証されている骨組み構造の部材配置と断面積の同時最適化手法の、大規模骨組み構造であるボイラ鉄骨のブレース配置最適化問題への応用を試みる。探索的手法を用いた骨組み構造の最適配置アルゴリズムに対し、ボイラ鉄骨構造に適用するための機能追加を行い、実機火力発電ボイラの鉄骨構造のブレース配置最適化に適用することにより、本手法の大規模構造への適用性を検証する。更に、本手法による質量低減効果への地震係数の影響や配置するブレース数の影響についても明らかにし、ボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的な設計手法を確立する。

1.2 従来研究の概要

1.2.1 高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の予測手法

火力発電プラントで使用される耐熱鋼である 2.25Cr 鋼[24-26]や本論文で対象としている 9Cr 鋼[27]や 12Cr 鋼[16]では、溶接熱影響部にクリープボイドが発生し、このクリープボイドが合体してき裂となる破壊形態となる。クリープボイドの発生予測手法に関して、以下のような研究例がある。

Tada, Ohtani[28]らは、結晶粒界における破壊抵抗をランダムに仮定し、結晶粒界でのクリープボイドの発生をシミュレートするランダム破壊抵抗モデルを提案している。本モデルは、2.25Cr 鋼や 9Cr 鋼の Type IV クリープ破壊(溶接熱影響部細粒域からの破壊)に適用されている[29, 30]。本モデルにおいては、多軸応力の影響は考慮されていない。Maile ら[31]は、溶接熱影響部のクリープ損傷に多軸応力場が影響すると結論付けており、クリープ損傷係数を予測する手法を示している。しかしながら、本手法を用いてクリープボイドの分布を直接求めることはできない。

多軸応力状態を考慮してクリープボイド分布を予測するため、Ogata ら[32, 33, 34]、Yaguchi ら[35]は、熱影響部細粒域のクリープボイドの発生や成長を予測するシミュレーションモデルを開発している。本モデルでは、実際の結晶粒界の形状や分布を模擬した 3 次元結晶粒界モデルを作成し、結晶粒界上でのボイドの発生、成長及び合体をシミュレートするため、クリープボイドの発生や成長を精度良く予測することが可能である[36]。しかしながら、本手法では、結晶粒界モデルを作成するための特別なプログラム、ボイドの発生や成長をシミュレートするための専用プログラムの準備、結晶粒界での拡散係数、結晶粒界上の初期ボイド長さデータ、各結晶粒界に作用

する垂直応力など、複雑なパラメータを決定する必要がある。そのため、火力発電プラントの保守に携わる現場の技術者がクリープボイドの分布を予測するために適用することは難しい。そのため、特別なプログラムや複雑なパラメータを必要とせず、多軸応力状態を考慮して高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド分布を簡便に予測できる手法の開発が望まれている。しかしながら、市販の有限要素法 (FEM) プログラム等を用いて高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド分布を予測可能な簡易評価手法に関する研究は見当たらない。

1.2.2 骨組み構造物の配置最適化手法

骨組み構造の最適化手法には、部材配置を変更せず、部材の断面積のみを変更する寸法決定問題と部材配置(位相)と各部材の断面積を同時に最適化する位相決定問題がある[44, 45]。一般に、部材配置(位相)を固定した最適化では、その効果が小さいため、部材配置(位相)と各部材の断面積を同時に最適化して、強度と経済性を両立できる骨組み構造を求められる手法の開発が望まれる。

部材配置(位相)と各部材の断面積を同時に最適化できる手法として、種々の手法が報告されている。理論式から最適配置を求める方法[46]は、厳密な最適配置を求めることができるが、片持ちばりのような理論解が存在する単純構造にしか適用することができない。有限要素法(FEM)の解析モデルの節点を移動させる方法[47]は、最初に定めた部材配置パターンにおける最適配置を求めることができるが、初期に決めた配置パターンを変化させることができない。断面積のみを設計変数とし、最適化計算の過程で断面積がゼロになった部材を削除して、部材配置を変更する方法[48, 49]は、簡単なアルゴリズムで配置と断面積を同時に最適化できると考えられるが、実際には断面積がゼロとなる部材が生じにくいいため、最適な配置を求めることが難しい。予め多数の部材を配置しておき、各部材の有無と断面積の両者を設計変数とする方法[50]は、部材配置と断面積を同時に最適化することが可能であるが、設計変数が多くなるため、数十部材程度の小さな問題に対して有効性が示されているのみである。

坂本、尾田[51]は、部材配置を遺伝的アルゴリズム(GA : Genetic Algorithm)、断面積を最適性基準法で決定するハイブリッド法による部材配置と断面積の最適化手法を提案している。また、朝山ら[52, 53]、坂本ら[54]は、遺伝的アルゴリズムと全応力

法を組み合わせた配置と断面積の最適化手法を提案している。これらの手法は 10 節点程度の小規模構造に適用され、その有効性が検証されている。田村ら [55] は、柱及び梁で囲まれる局所空間の骨組み配置を 5 種類にパターン化し、これらのパターンを組み合わせるにより骨組み構造全体の部材配置を効率的に最適化する手法を提案しているが、各部材の断面積変化は考慮していない。上述した各手法は、設計変数が数十程度の問題に対して有効性が示されているのみであり、設計変数が数百にもなる大規模な骨組み構造の部材配置と断面積の同時最適化手法についての研究は見当たらない。

1.3 本論文の構成

本論文では、火力発電ボイラの高クロム鋼溶接部のクリープ破壊や大地震による損傷を未然に防止し、電力の安定供給に貢献することを目的として、近年、解決が望まれている構造評価に関する研究課題である、1) 高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープ損傷予測手法、2) ボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的な最適設計手法、について研究を行う。

第2章では、9Cr鋼溶接熱影響部細粒域に発生するクリープボイド分布を予測するための簡易評価手法を提案する。長手溶接がある9Cr鋼製の管状試験体の内圧クリープ試験を実施し、溶接熱影響部に発生するクリープボイド分布を調べる。また、管状試験体のFEMによるクリープ解析を実施し、溶接部の応力状態を明らかにする。得られた結果に基づいて、クリープボイド個数密度の増加速度と溶接熱影響部の多軸応力状態の関係を明らかにし、この関係を用いたクリープボイド分布の簡易評価手法を提案する。最後に、提案手法を検証するため、提案手法を実際の火力発電プラントで約80,000h使用された長手溶接があるエルボー配管に適用し、クリープボイド分布の予測結果と実測結果を比較する。

第3章では、前章で提案した9Cr鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の簡易予測手法を12Cr鋼へ応用する。12Cr鋼についても、長手溶接がある管状試験体の内圧クリープ試験を実施し、溶接熱影響部細粒域のクリープボイドの発生挙動を明らかにする。また、管状試験体のFEMクリープ応力解析を実施し、溶接熱影響部の応力状態を明らかにする。次に両者の結果を用いて、クリープボイド個数密度の増加速度と多

軸応力パラメータの関係を構築し、9Cr鋼との特性の差異を明確にすると共に、前章で提案した簡易評価手法の12Cr鋼への適用を可能にする。最後に、本手法を管状内圧クリープ試験に適用することにより、予測精度を確認する。

第4章では、部材配置と部材断面積の同時最適化手法を火力発電ボイラの鉄骨構造に適用することにより、部材配置と断面積の同時最適化手法の大規模構造への適用性を検証すると共に、最適化手法を適用したボイラ鉄骨構造の経済的な設計手法を確立する。探索手法として焼きなまし法(Simulated Annealing法)を採用し、部材配置と断面積の同時最適化手法を火力発電ボイラの鉄骨構造に適用する。最適化の対象としては、鉄骨構造の軽量化に有効であるブレース配置とし、設計パラメータが約250にもなる大規模の最適化計算を実施する。加えて、建設コストを抑えるために配置ブレース本数を制限した場合における最適化計算による鉄骨総質量の低減効果、最適化計算による総質量の低減効果に及ぼす地震層せん断力係数の影響についても考察する。

第5章では、本研究の今後の課題について述べる。

第6章では、本研究で得られた成果をまとめる。

第2章 高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド 個数密度分布の簡易予測手法の開発

2.1 緒言

CO₂ 排出量削減のため、石炭焚き火力発電プラントの効率向上が必要である。そのため、石炭焚き火力発電プラントの配管には、ASME Grade 91 鋼(9Cr-1Mo-Nb-V)、Grade 92 鋼(9Cr-1.8W-0.5Mo-Nb-V)、Grade 122 鋼(11Cr-2W-0.4Mo-Cu-Nb-V)などの高温強度に優れた高クロム鋼が採用され、蒸気温度や圧力増加による発電効率の向上が図られている。

高クロム鋼製配管の溶接部のクリープ寿命は高クロム鋼母材に比べて短寿命となることが知られている[14]。そのため、火力発電プラントの高い信頼性を確実なものにするためには、複雑な応力状態にある実機高クロム鋼製溶接部のクリープ寿命を高精度に予測可能な手法の確立が望まれる。高クロム鋼溶接継手のクリープ寿命の低下は、溶接熱影響部(HAZ : Heat Affected Zone)細粒域にクリープボイドが発生することが原因である。そのため、溶接熱影響部細粒域におけるクリープボイドの発生や分布を予測可能な手法の開発が必要である。

Tada, Ohtani[28]らは、結晶粒界における破壊抵抗をランダムに仮定し、結晶粒界でのクリープボイドの発生をシミュレートするランダム破壊抵抗モデルを提案し、2.25Cr 鋼に適用している[29]。更に、本モデルは、9Cr 鋼の Type VI クリープ破壊(溶接熱影響部細粒域からの破壊)に適用されている[30]。本モデルにおいては、多軸応力の影響は考慮されていない。Maile ら[31]は、溶接熱影響部のクリープ損傷に多軸応力場が影響すると結論付けており、クリープ損傷係数を予測する手法を示している。しかしながら、本手法を用いてクリープボイドの分布を直接求めることはできない。

多軸応力状態を考慮してクリープボイド分布を予測するため、Ogata ら[32, 33, 34]、Yaguchi ら[35]は、熱影響部細粒域のクリープボイドの発生や成長を予測するシミュレーションモデルを開発している。本モデルでは、実際の結晶粒界の形状や分布を模擬した 3 次元結晶粒界モデルを作成し、結晶粒界上でのボイドの発生、成長及び合体をシミュレートするため、クリープボイドの発生や成長を精度良く予測することが可能である[36]。本手法は、結晶粒界モデルを作成するための特別なプログラム、

ボイドの発生や成長をシミュレートするための専用プログラムの準備，結晶粒界での拡散係数，結晶粒界上の初期ボイド長さデータ，各結晶粒界に作用する垂直応力など，複雑なパラメータを決定する必要がある。そのため，火力発電プラントの保守に携わる現場の技術者がクリープボイドの分布を予測するために適用することは難しい。そのため，特別なプログラムや複雑なパラメータを必要とせず，多軸応力状態を考慮して高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド分布を簡便に予測できる手法の開発が望まれている。しかしながら，市販の FEM (Finite Element Method) プログラム等を用いて高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド分布を予測可能な簡易評価手法に関する研究は見当たらない。

本研究の目的は，市販の FEM プログラムを用いて，9Cr 鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布を予測可能な簡易評価手法を開発することにある。本研究では，長手溶接部がある 9Cr 鋼の管状試験体の内圧クリープ試験及び FEM クリープ解析を実施し，クリープボイドの成長挙動を明らかにした。クリープボイド個数密度の平均増加速度と応力多軸場の強さを表すパラメータの関係について検討し，この関係に基づいて溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布を予測可能な簡易評価手法を提案した。提案手法の妥当性を検証するため，提案手法を実機火力発電プラントで使用されたエルボー配管に適用し，クリープボイド分布の予測結果を実測結果と比較した。

2.2 内圧クリープ試験

本研究では，長手溶接部のある高クロム鋼製チューブ試験片を製作して高温内圧クリープ試験を実施し，多軸応力条件下における溶接熱影響部細粒域のクリープボイド増加挙動を調べた。

2.2.1 供試材

本研究において，試験に用いた材料は ASME Grade 91 鋼(9Cr 鋼)である。表 2-1 に供試材の化学成分と溶接に用いた溶接ワイヤの化学成分を示す。

表 2-1 供試材及び溶接ワイヤの化学成分

Materials	Chemical composition (Wt%)											
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Nb	N
Base metal (Grade 91)	0.10	0.23	0.37	0.012	0.001	-	0.14	8.18	0.89	0.19	0.06	0.048
Welding wire	0.07	0.17	1.03	0.005	0.003	0.18	0.69	8.99	0.89	0.17	0.04	-

2.2.2 試験体の形状

図 2-1 に内圧クリープ試験に用いた試験体の形状及び寸法を示す。外径はφ60mm、肉厚は10mm、長さは350mmである。図 2-1 に示すように、試験体には2か所に長手溶接部を設けている。長手溶接は、表 2-1 に示した溶接ワイヤを用いて、タングステン・イナート・ガス溶接(Tungsten Inert Gas(TIG) Welding)で実施した。溶接後熱処理(PWHT : Post Weld Heat Treatment)は、745℃で60分間実施した。図 2-2 に内圧クリープ試験体の外観を示す。

2.2.3 内圧クリープ試験方法

電気炉内における内圧クリープ試験体の設置状況を図2-3に示す。電気炉内で試験体を昇温し、試験体に接続したチューブで各試験体を所定の内圧に加圧することにより、試験体の内圧クリープ試験を実施した。

2.2.4 試験結果

表 2-2 に内圧クリープ試験の条件及び結果を示す。表中に示す No. 9-1～No. 9-6 の6本の試験体について、内圧クリープ試験を実施した。試験温度はすべて650℃であり、加圧媒体として空気を用いて試験体に22～28MPaの内圧を負荷した。内圧によって長手溶接に作用する周方向応力は55～70MPaである。

No. 9-4, No. 9-5, No. 9-6 の試験体は、すべて長手溶接部の溶接熱影響部細粒域にき裂が発生し破壊(リーク)した。No. 9-1 の試験体については、12,361hで試験を中断し

たが、超音波探傷(UT : Ultrasonic Testing)によって溶接熱影響部の肉厚内部にき裂があることが確認できたため、破壊したものと見なした。No. 9-2 と No. 9-3 の試験体は、それぞれ 3,900h, 2,680h で試験を中断して切断し、中間損傷レベルでのクリープボイドの発生状況を調べた。これらの試験時間は、同じ試験条件の No. 9-1 試験体の破壊時間 12,361h に対して、それぞれ 32, 22%になるため、32, 22%損傷材として取り扱った。

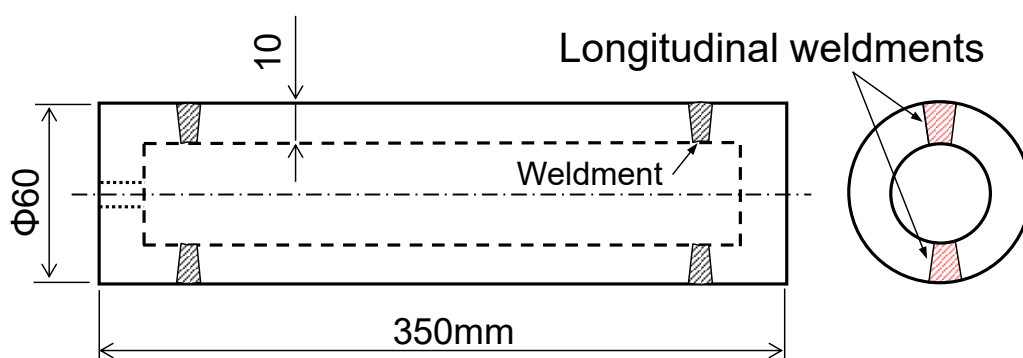


図 2-1 長手溶接部がある内圧クリープ試験体の形状及び寸法



図2-2 内圧クリープ試験体の外観



図2-3 電気炉内における内圧クリープ試験体の設置状況

表 2-2 内圧クリープ試験の条件及び結果

No.	Material	Outer Diameter D (mm)	Thickness d (mm)	Temperature T (°C)	Internal pressure P (MPa)	Stress σ_n (MPa)	Time to leak (h)	Remarks
9-1	ASME Grade 91	60.0	10.0	650	22.0	55.0	12,361	Crack found by UT
9-2							3,900	32% interrupted
9-3							2,680	22% interrupted
9-4					24.0	60.0	5,619	Leak
9-5					26.0	65.0	4,235	Leak
9-6					28.0	70.0	2,172	Leak

UT : Ultrasonic Testing

2.3 内圧クリープ試験体の応力解析

高クロム鋼溶接部、特に溶接熱影響部は多軸応力状態になっていることが知られている。本研究で試験を行った内圧クリープ試験体の応力状態を明らかにするため、有限要素法(FEM: Finite Element Method)を用いた応力解析を実施した。解析には汎用有限要素コード ABAQUS[42]を用いた。

2.3.1 有限要素モデル

図 2-4 に内圧クリープ試験を実施した試験体の有限要素モデルを示す。対称性を考慮し、試験体全体の 1/8 の範囲をモデル化している。各モデルには表 2-2 に示した 4 種類の内圧を負荷した。図中に示したように、母材(Base metal)、溶接熱影響部(HAZ: Heat Affected Zone)、溶接金属(Weld metal)の領域に分け、それぞれのクリープ特性を付与した。詳細は次項で述べる。

2.3.2 クリープ則

溶接部のクリープ挙動を明らかにするため、次式で定義されるノートン則を FEM 応力解析モデルに適用した。

$$\dot{\varepsilon} = A \cdot \sigma_{eq}^n \quad (2-1)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}$ はクリープひずみ速度、 σ_{eq} はミーゼスの相当応力、 A 及び n は係数である。

図 2-5 に解析に用いた温度 650°Cにおける ASME Grade 91 鋼の母材、熱影響部(HAZ)、溶接金属の係数 A 及び n を示す。これらの係数は Yaguchi らによって報告された値[35]を参考にして決定した。図 2-5 の No. 6 溶接熱影響部(HAZ)中央のクリープ速度には、熱処理によって熱影響部細粒域を再現した材料から求められたクリープ特性[35]を与えた。

熱影響部(HAZ)のクリープひずみ速度は母材の約 50 倍であるため、図 2-5 に示した No. 6 の熱影響部(HAZ)の係数 A は No. 1 母材の係数 A の約 50 倍になっている。母材(No. 1)と熱影響部(HAZ)の境界(No. 2~5)、熱影響部と溶接金属の境界(No. 7~10)は、

係数 A の値を対数上で滑らかに変化させた。ヤング率には、母材、熱影響部、溶接金属共に 144GPa を用いた。

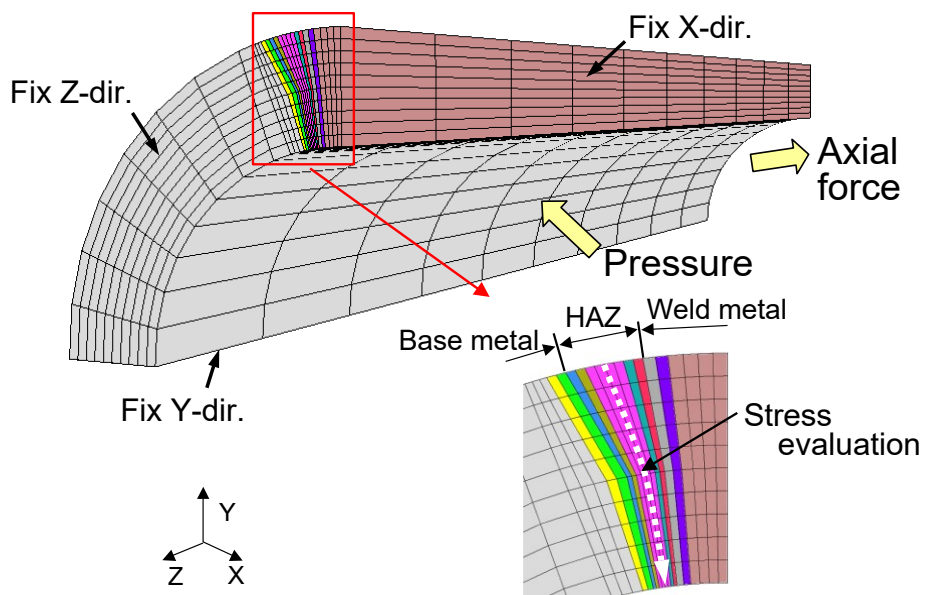


図 2-4 内圧クリープ試験体の有限要素モデル

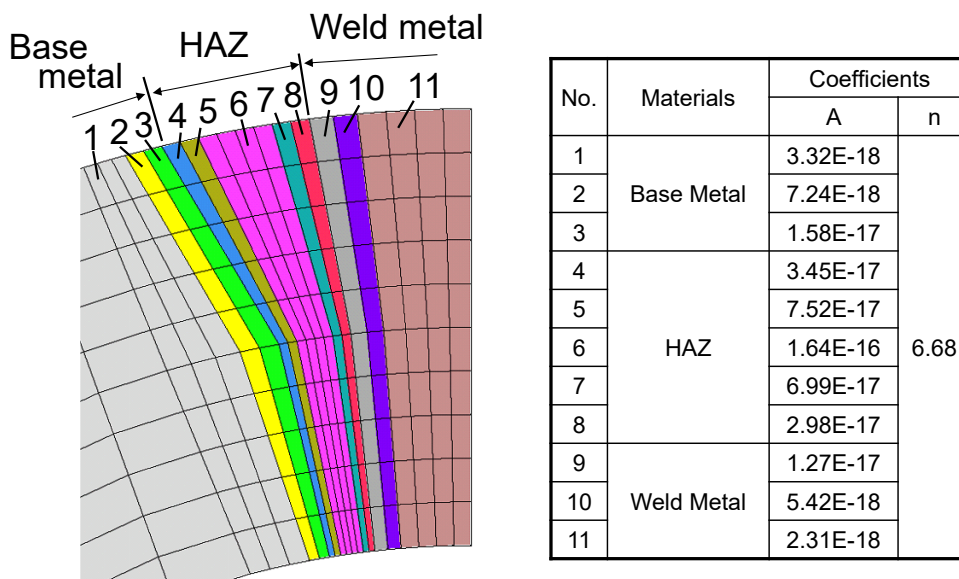


図 2-5 解析に用いたノートン則の係数 (Grade 91 鋼, 650°C)

2.3.3 応力解析の結果

応力解析結果の例として、図 2-6 に No. 9-1 試験体 ($P=22\text{MPa}$) の溶接熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力分布を示す。横軸は試験体の外表面からの距離 x/d (x :外表面からの距離, d :肉厚)である。図は試験開始直後、すなわち、時間 $t = 0\text{h}$ の結果であり、弾性解析結果に相当する。そのため、周方向の最大応力は内表面側、すなわち、 $x/d = 1.0$ の位置に発生している。

図 2-7 は No. 9-1 試験体 ($P=22\text{MPa}$) の $t = 8,000\text{h}$ における溶接熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力分布である。クリープ変形の進行に伴う応力の再配分が生じるため、図 2-6 とは応力分布が異なり、最大主応力(周方向)の最大値(52.7MPa)は肉厚中央付近($x/d = 0.4$)に発生している。

図 2-8 には応力解析から得られた No. 9-1 試験体 ($t = 8,000\text{ h}$) の熱影響部中央における応力多軸度係数 (TF : Triaxiality Factor) の肉厚方向に沿った分布を示す。応力多軸度係数 TF は次式で定義される。

$$TF = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_{eq} \quad (2-2)$$

ここで、 σ_1 、 σ_2 及び σ_3 は主応力(Principal stress)、 σ_{eq} はミーゼスの相当応力である。応力多軸度係数 TF はクリープボイドの生成や成長に影響することが知られており、応力多軸度係数 TF が大きくなると、クリープボイドの生成や成長が加速される。図 2-8 において、応力多軸度係数 TF は肉厚方向に沿って $0.64\sim 3.47$ の値であり、最大値 3.47 は肉厚中央、すなわち、 $x/d = 0.5$ で生じている。本結果は、肉厚中央部で最もクリープボイドが発生、成長することを示唆するものである。

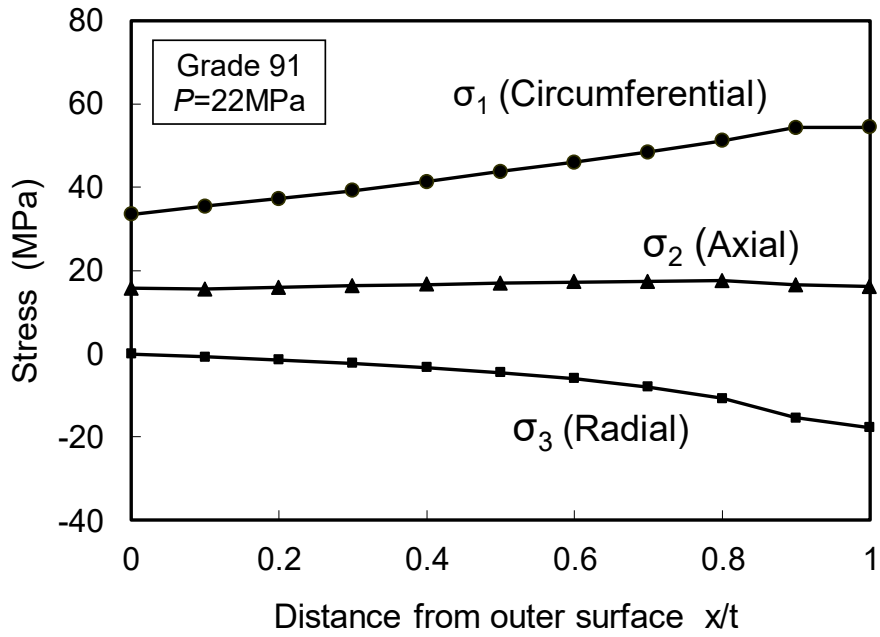


図 2-6 熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力分布 ($t = 0$ h)

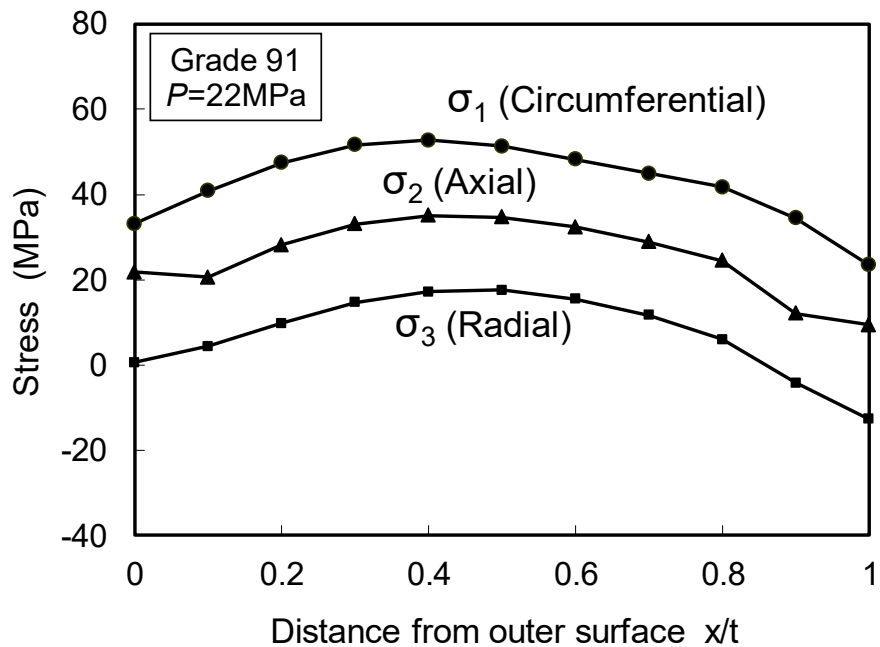


図 2-7 熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力分布 ($t = 8,000$ h)

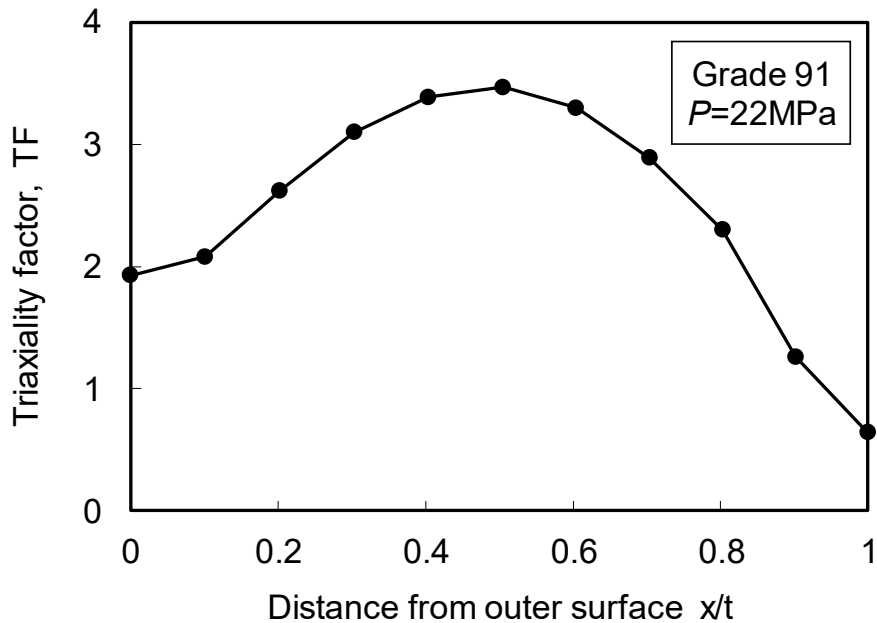


図 2-8 熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力多軸度係数の分布 ($t = 8,000\text{h}$)

2.4 クリープボイド個数密度増加速度の評価

溶接熱影響部のクリープボイド密度の増加速度と多軸応力状態の関係を明らかにするため、内圧クリープ試験体を切断し、溶接熱影響部の肉厚方向に沿ったクリープボイドの発生状況を観察した。その結果を以下に記述する。

2.4.1 クリープボイド分布の観察

図 2-9 に内圧クリープ試験体のき裂発生状況の例として、試験体 No. 9-5 の外観及び断面状況を示す。No. 9-5 は 4,235h でき裂が貫通し破壊(漏洩)しており、き裂は溶接熱影響部に発生し貫通している。また、貫通したき裂から 50mm 離れた位置の断面状況を確認したところ、肉厚中央部のみにき裂が発生していた。

図 2-10 に内圧クリープ試験体の破壊(漏洩)後の断面状況例として、No. 9-4 試験体の断面写真を示す。内圧クリープ試験体には、2本の長手溶接があるため、図 2-10 のように、A~D の 4か所に溶接熱影響部がある。図 2-10 の No. 9-4 の例では、時間 $t = 5,619\text{h}$ において、C の熱影響部で破壊(漏洩)が発生している。同様に、試験体 No. 9-6

の断面状況を図 2-11 に示す。

各試験体について、熱影響部 A~D の肉厚方向のクリープボイド分布を調べた。熱影響部のクリープボイドは光学顕微鏡及び走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いて観察した。各観察位置において、視野面積が約 0.8mm^2 の領域のクリープボイド数をカウントし、ボイド個数密度を算出した。クリープボイド個数密度は各試験体の $x/d = 0.1, 0.3, 0.5, 0.7,$ 及び 0.9 の位置で評価した。個数密度算出のためのクリープボイド個数は、光学顕微鏡(倍率 100 倍)でカウントした値を採用した。

図 2-12 に試験体 No. 9-2 のクリープボイド個数密度の評価結果を示す。A~D のすべての結果において、クリープボイド個数密度は肉厚方向の中央、すなわち、 $x/d = 0.5$ で最大となることが明らかである。これは、図 2-7、図 2-8 に示した肉厚中央部で応力及び応力多軸度係数が最大になることと対応するものである。図 2-13~図 2-16 に試験体 No. 9-3, 9-4, 9-5, 9-6 のクリープボイド個数密度の評価結果を示す。各図において、A~D のうち結果が無い位置があるが、き裂が貫通しクリープボイド個数密度の計測ができなかったためである。図 2-12 と同様に、肉厚方向の中央付近($x/d = 0.5$)でボイド個数密度が最大になる傾向がある。

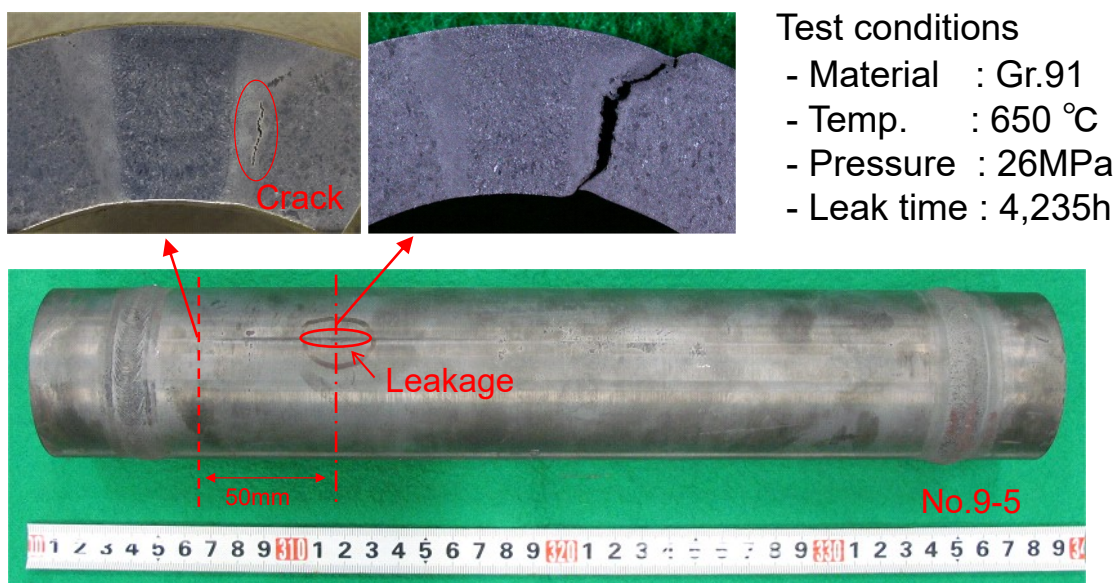


図 2-9 内圧クリープ試験体のき裂発生状況 (試験体 No. 9-5)

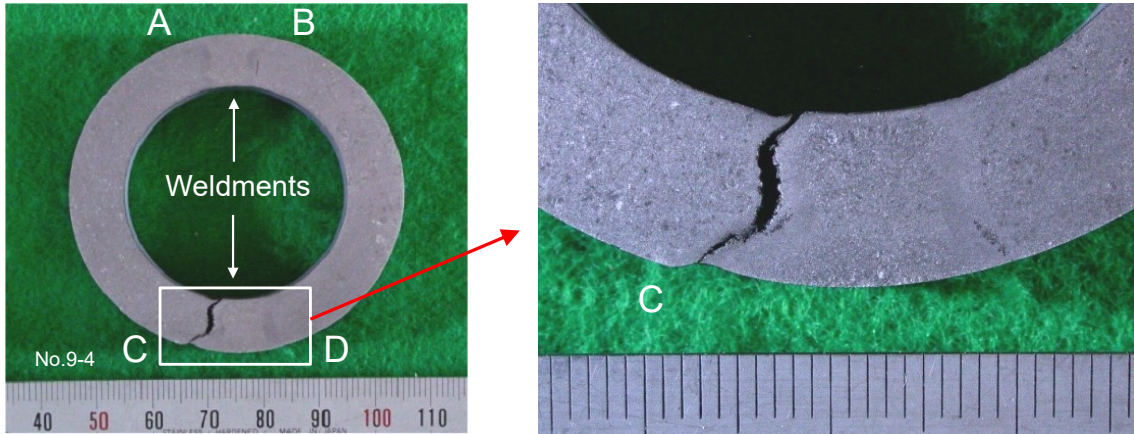


図 2-10 内圧クリープ試験体の破壊後の断面状況(試験体 No. 9-4)

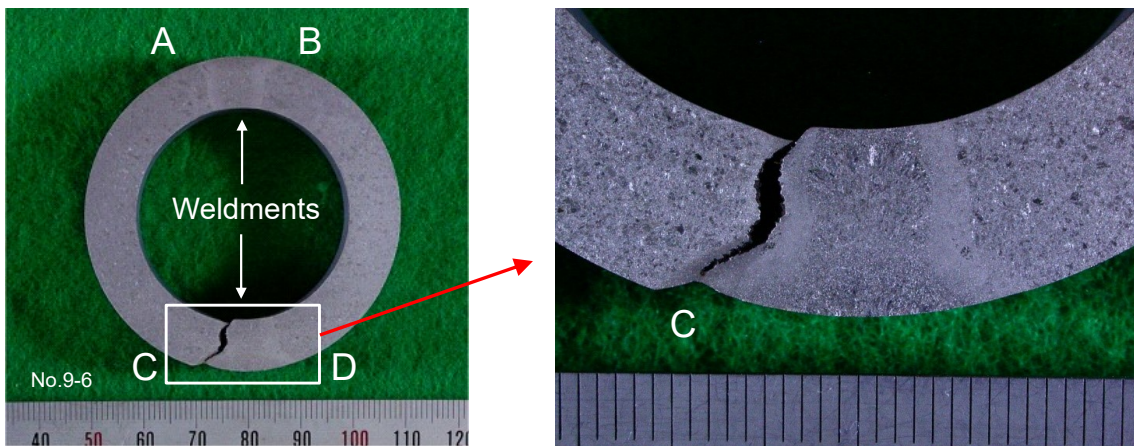


図 2-11 内圧クリープ試験体の破壊後の断面状況(試験体 No. 9-6)

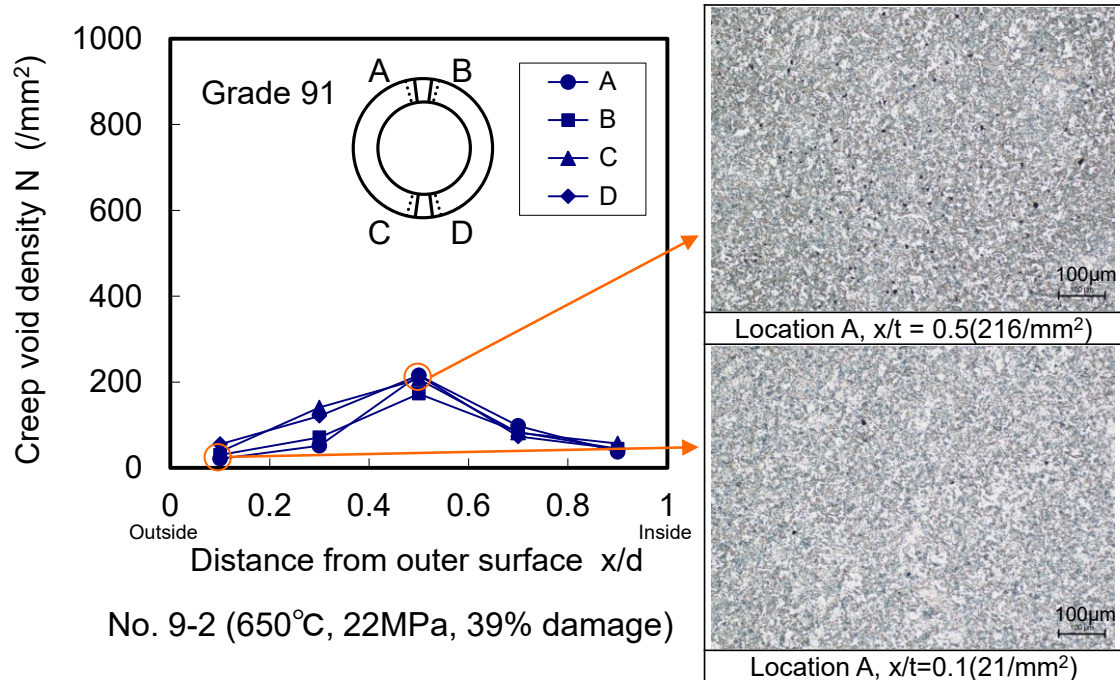


図 2-12 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果(試験体 No. 9-2)

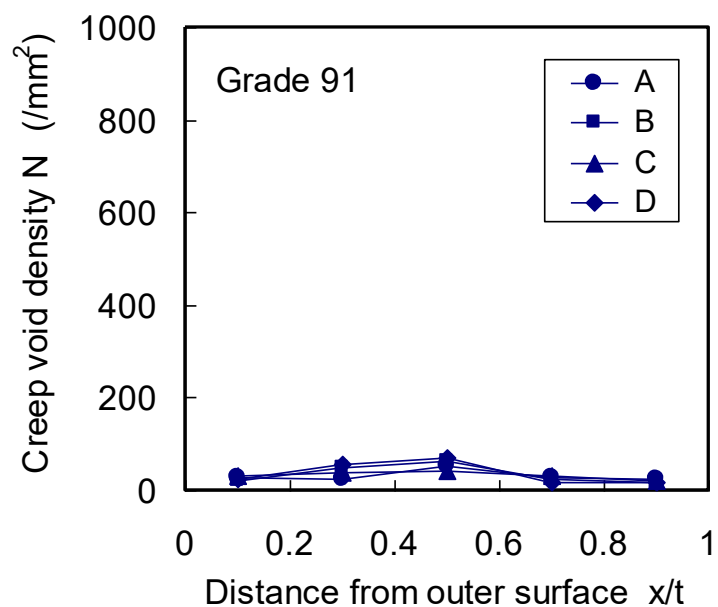


図 2-13 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果(No. 9-3)

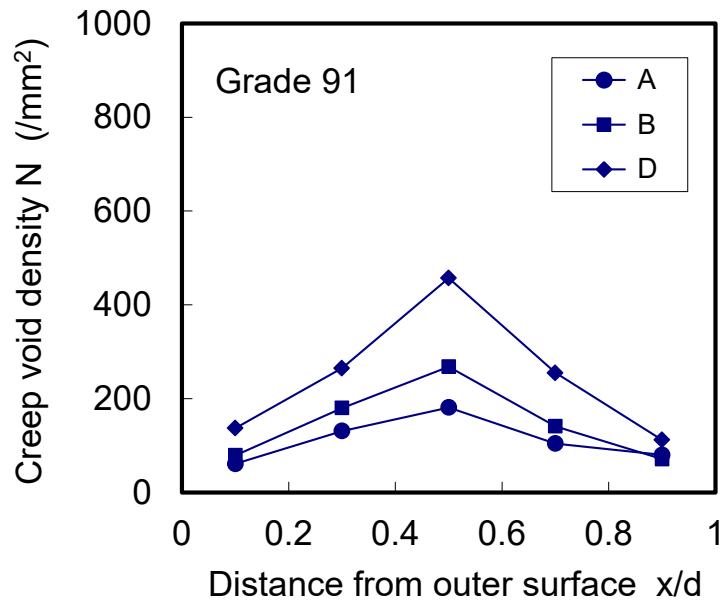


図 2-14 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 9-4)

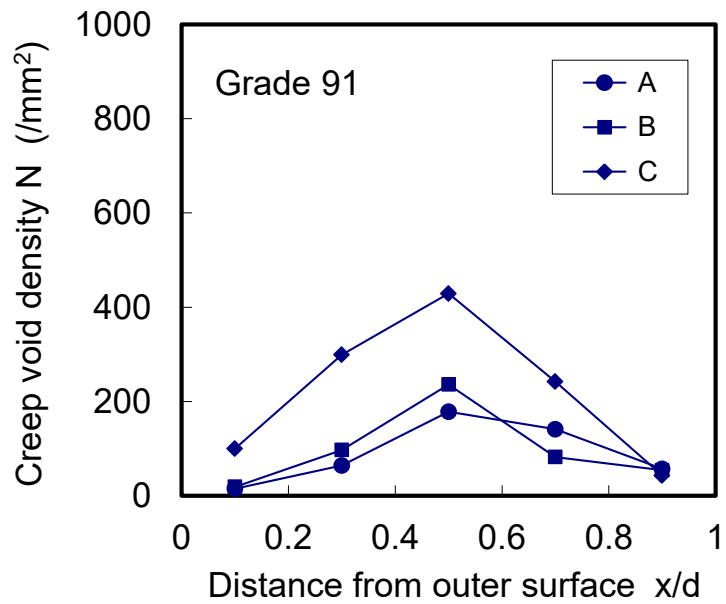


図 2-15 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 9-5)

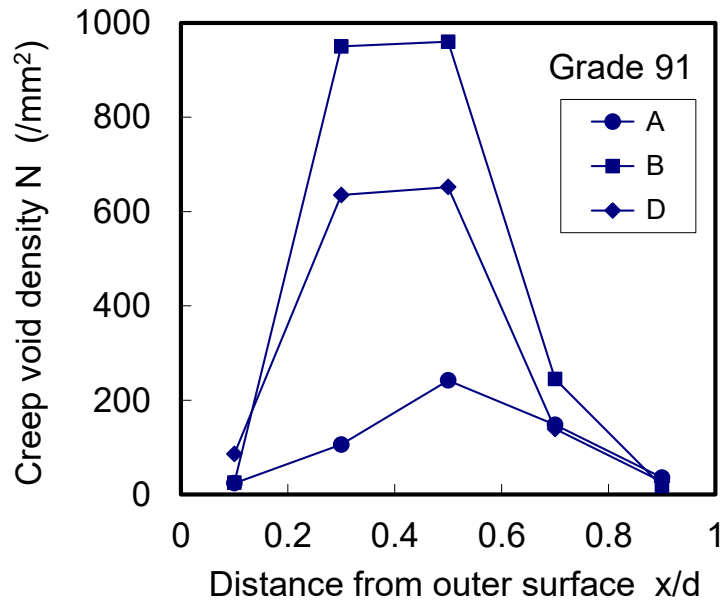


図 2-16 熱影響部のクリープボイド個数密度の評価結果 (No. 9-6)

2.4.2 クリープボイド個数密度の増加速度

溶接熱影響部のクリープボイド個数密度を推定するための簡易予測手法を開発するため、前述した実験結果に基づき、クリープボイド個数密度の平均増加速度と応力多軸状態を表すパラメータの関係について検討した。

図 2-17 はクリープボイド個数密度の増加挙動の模式図である。横軸及び縦軸はそれぞれ時間 t とクリープボイド個数密度 N である。クリープボイドは時間 t_i で発生し始めた後、クリープボイド個数密度の増加速度 N_V はボイド個数密度 N の増加と共に徐々に増大する。時間 t_c でボイド個数密度は最大値 N_{max} に達し、ボイドが合体してき裂が発生する。き裂が発生するとボイド個数密度はそれ以上増えない。本研究では、時間 t_i のボイド発生点と時間 t_c の最大ボイド個数密度到達点の 2 点をつなぐ直線の勾配をボイド個数密度平均増加速度 N_{V_A} と定義する。

本研究では、Grade 91 鋼熱影響部の 650°C におけるボイド発生時間 t_i (単位:h) は次式[33, 34]を用いて決定した。

$$t_i = 2.0 \times 10^8 \cdot \sigma_1^{-3} \quad (2-3)$$

ここで、 σ_1 は最大主応力(単位:MPa)である。

種々のクリープボイド成長モデルが、クリープボイド発生や成長挙動を理解するため[39, 40, 41]、クリープ損傷[31]やクリープボイド成長挙動[33, 35]を予測するために、提案されている。これらのモデルによれば、最大主応力や応力多軸度係数 TF の増加が、クリープボイド個数密度の増加を加速させることが明らかである。本研究では、この事実を考慮して次式で表される応力多軸場を表すパラメータを採用し、クリープボイド個数密度の増加速度と関連付けることにした。

$$M = \sigma_1 \cdot TF^\alpha \quad (2-4)$$

ここで、 σ_1 は最大主応力、 TF は式(2-2)で定義される応力多軸度係数、 α は多軸応力下でのクリープボイド増加の加速度合いを表すための係数である。

図 2-18 はクリープボイド個数密度の増加速度と式(2-4)で表される多軸応力状態を表すパラメータの関係について検討した結果である。縦軸のクリープボイド個数密度の平均増加速度は内圧クリープ試験結果から、横軸のパラメータは FEM による応力解析結果より算出したものである。図中には、比較のために Ogata ら[33]のシミュレーション結果から求めたクリープボイド個数密度の平均増加速度もプロットしており、本研究で実験的に求めた結果と一致している。図から分かるように、クリープボイド個数密度の平均増加速度 N_{V_d} と σ_1 と TF の関数である多軸応力場を表すパラメータ M には非常に良い相関がある。この相関関係を用いたクリープボイド個数密度の簡易評価手法を次節で提案する。

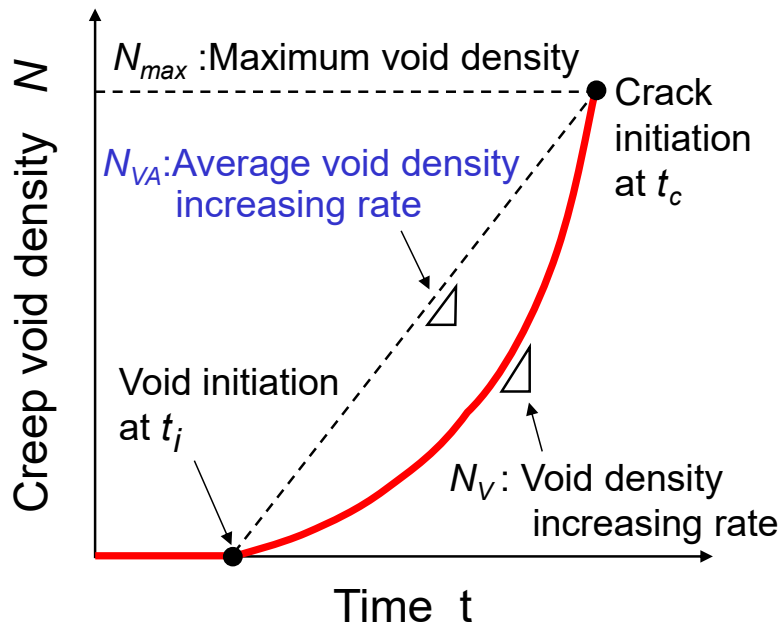


図 2-17 クリープポイド個数密度の増加挙動及び平均増加速度の定義

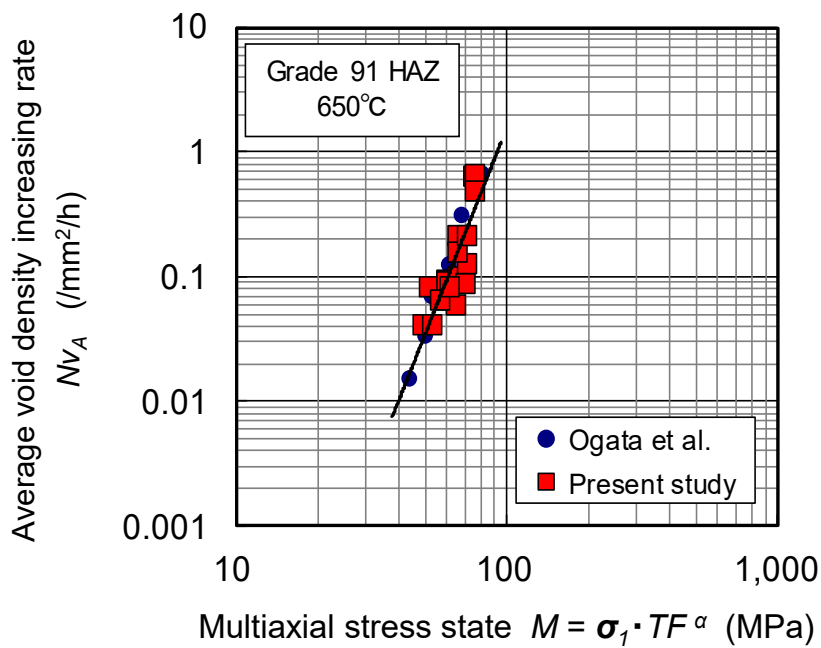


図 2-18 熱影響部のクリープポイド個数密度の平均増加速度と応力多軸状態の関係

2.5 新しい簡易予測手法の提案

図 2-18 に示したクリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力状態の強さを表すパラメータの相関関係を用いて、FEM 応力解析を用いて高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド分布を予測するための新しい簡易予測手法を提案する。図 2-19 は提案する簡易予測手法のフローチャートである。本手法は、特別なプログラムや複雑なパラメータを必要とせず、FEM クリープ解析から得られる応力分布から簡便にクリープボイド分布を予測することが可能である。

本提案手法では、以下に説明する計算を FEM クリープ解析の各増分ステップにおいて実施する。最初に、式(2-4)で定義される多軸応力場の強さを表すパラメータ M を溶接熱影響部の各評価点で計算する。FEM 応力解析では、応力は要素や要素内の積分点で出力されるため、通常、評価点は要素や要素内の積分点となる。

2 番目に、クリープボイド個数密度の平均増加速度 N_{V_A} を計算する。図 2-18 に示したように、クリープボイド個数密度の平均増加速度は応力多軸場の強さを表すパラメータ $M (= \sigma_1 \cdot TF^a)$ と良い相関がある。この相関関係は次式で表され、本式を用いて、応力多軸場の強さを表すパラメータ M からクリープボイド個数密度の平均増加速度 N_{V_A} を計算できる。

$$\begin{aligned} N_{V_A} &= A \cdot M^B \\ &= A \cdot (\sigma_1 \cdot TF^a)^B \end{aligned} \quad (2-5)$$

ここで、 A 、 B は図 2-18 の関係から求まる係数である。

3 番目に、クリープボイド個数密度の増加速度 N_V を現在のボイド個数密度 N の関数として求める。図 2-17 に模式的に示したように、一般に、ボイド個数密度の増加速度はボイド個数 N が少ない場合には比較的遅く、損傷が進みボイド個数 N が増加すると早くなる[24-27]。本予測手法では、クリープボイド個数密度の増加速度 N_V を現在の個数密度 N とクリープボイド個数密度の平均増加速度 N_{V_A} を用いて次式で求めることができる。

$$N_V = N_{VA} \{ a \cdot (N / N_{max}) + b \} \quad (2-6)$$

ここで、 N_{max} はボイド個数密度の最大値、 a 、 b はボイド個数密度増加速度の加速度合いを決めるための係数である。

最後に、FEM 解析の当該ステップにおけるボイド個数密度の増分 ΔN を当該ステップの時間増分 Δt を用いて計算する。 ΔN は次式で計算できる。

$$\Delta N = N_V \cdot \Delta t \quad (2-7)$$

FEM 解析の各増分ステップにおいて、式(2-4)～(2-7)の計算を実施することにより、各評価点におけるボイド個数密度を予測することができる。

提案手法は、専用プログラムの開発や複雑なパラメータの設定を必要とせず、市販の FEM 応力解析プログラムを用いて、高クロム鋼溶接熱影響部に発生するクリープボイド個数密度を予測できることが特徴である。

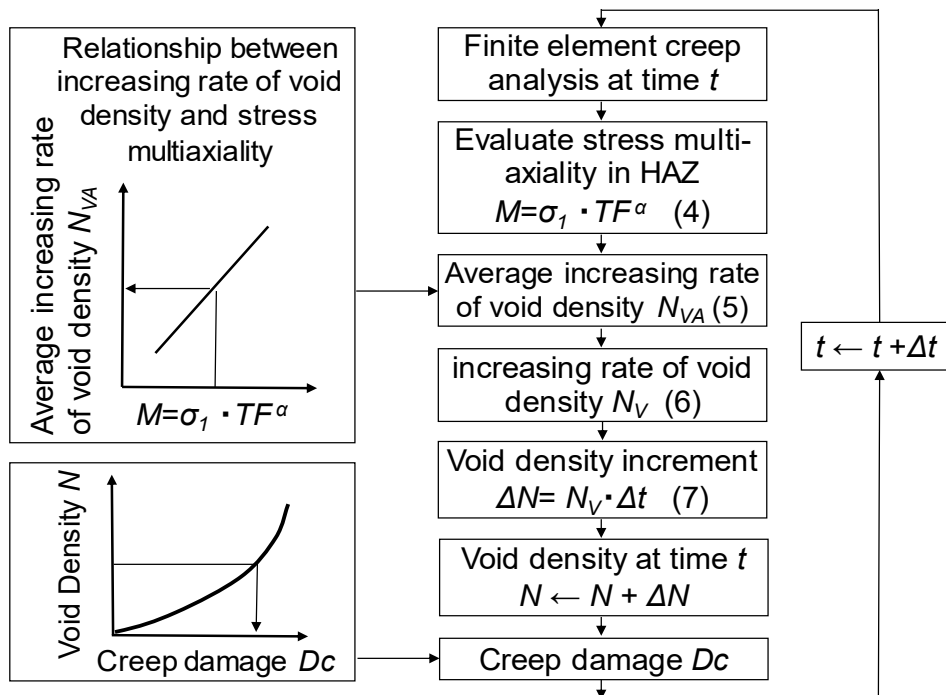


図 2-19 FEM 応力解析を用いたクリープボイド個数密度の簡易評価手法フロー

2.6 提案予測手法の検証

2.6.1 長手溶接部がある内圧クリープ試験体による検証

提案手法の検証の第 1 ステップとして、提案手法を本研究で実施した長手溶接部のある内圧クリープ試験体(図 2-1)に適用した。提案手法で予測したクリープボイド個数密度と実験から得られた結果を比較し、提案手法の妥当性を検証した。

2.6.1.1 FEM 応力解析の条件

表 2-2 に示した内圧クリープ試験体について、FEM 応力解析を実施した。各試験体の試験温度、試験圧力、試験体の寸法は、それぞれ表 2-2、図 2-1 の通りで、図 2-4 に示した FEM 解析モデルを用いて、図 2-19 に示した提案予測手法により、熱影響部のクリープボイド個数密度分布を予測した。

2.6.1.2 クリープボイド個数密度の予測結果

図 2-20 に提案手法を用いて求めたクリープボイド分布コンタ図の代表例として、No. 9-2 試験体の時間 3,900h における溶接熱影響部のクリープボイド分布を示す。また、図 2-21 にはクリープボイド個数密度の肉厚方向分布の予測結果を実験結果と比較して示す。予測結果と実験結果を比較すると、最大ボイド個数密度の位置がわずかにずれているが、個数密度の最大値は予測結果と実験結果は非常に良く一致している。

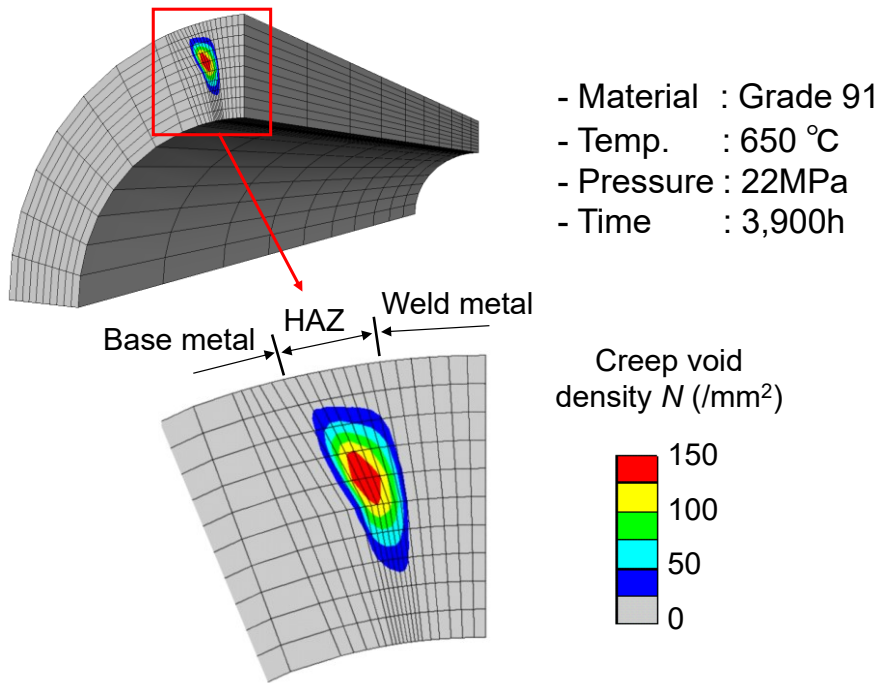


図 2-20 提案手法で求めた内圧クリープ試験体熱影響部の
 クリープポイド分布 (No. 9-2)

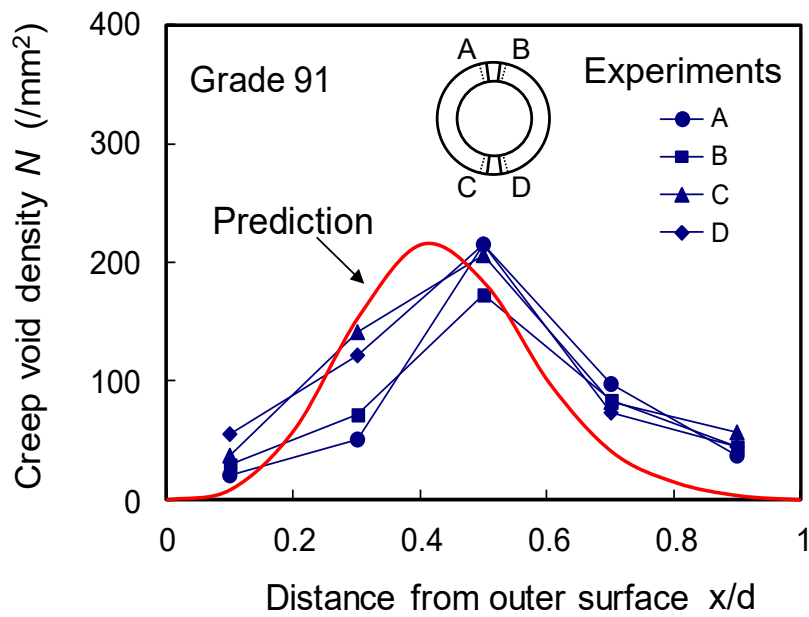


図 2-21 クリープポイド個数密度の肉厚方向分布予測結果と実験結果の比較 (No. 9-2)

図 2-22 は各試験体の長手溶接熱影響部におけるクリープボイド個数密度の時間変化の予測結果を実測結果と比較した結果である。本図において、予測結果は実線で、実測結果はシンボルで示している。内圧 22MPa の条件 (No. 9-1) のボイド個数密度 720 個/mm² の実測結果は予測結果と差異が認められたが、その他の実測結果は予測結果と良く一致している。本結果より、提案手法により、高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド個数密度の予測に適用可能であると考えられる。

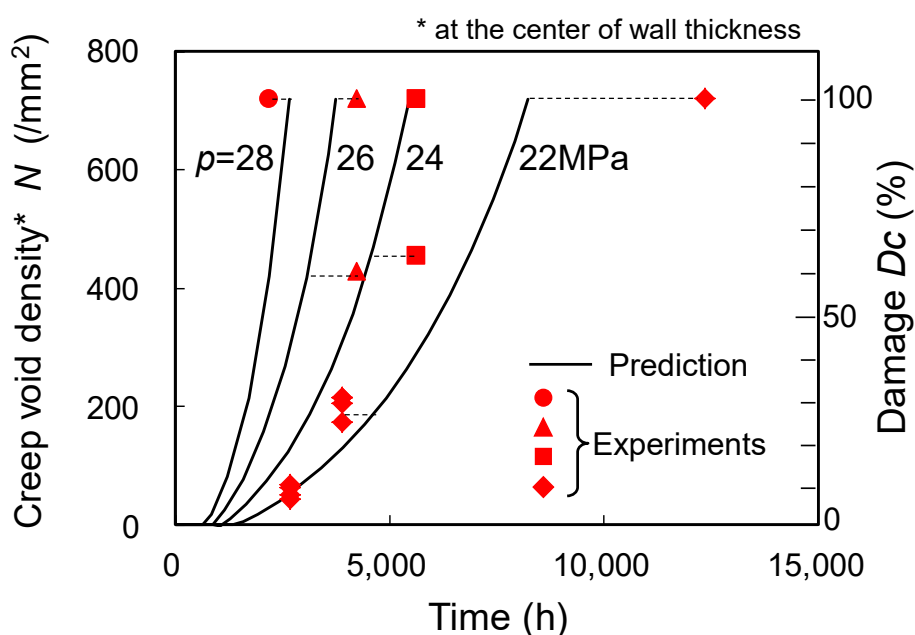


図 2-22 熱影響部肉厚中央におけるクリープボイド個数密度増加挙動の予測結果と実験結果の比較

2.6.2 ボイド成長シミュレーション結果との比較

2 番目の検証として、文献[33]で報告されている拡散シミュレーションによりクリープボイド分布が求められているエルボー配管の長手溶接部に本手法を適用し、結果を比較した。

2.6.2.1 エルボー配管の形状及び解析条件

エルボー配管の形状，材質及び圧力条件は以下の通りである。

- 外 径 : 800 mm
- 肉 厚 : 40 mm
- 曲げ半径 : 800 mm
- 材 質 : ASME Grade 91
- 溶接部 : 長手溶接
- 内 圧 : 5 MPa
- 温 度 : 600 °C

図 2-23 に長手溶接部があるエルボー配管の FEM 解析モデルを示す。図 2-4 に示した FEM 解析モデルと同様に，ノートン則を適用したクリープ解析を実施し，図 2-19 に示した提案手法により，熱影響部のクリープボイド分布を求め，拡散シミュレーションによるクリープボイド個数密度の増加挙動が報告されている図 2-23 の P1 及び P2 点のクリープボイド個数密度を比較した。

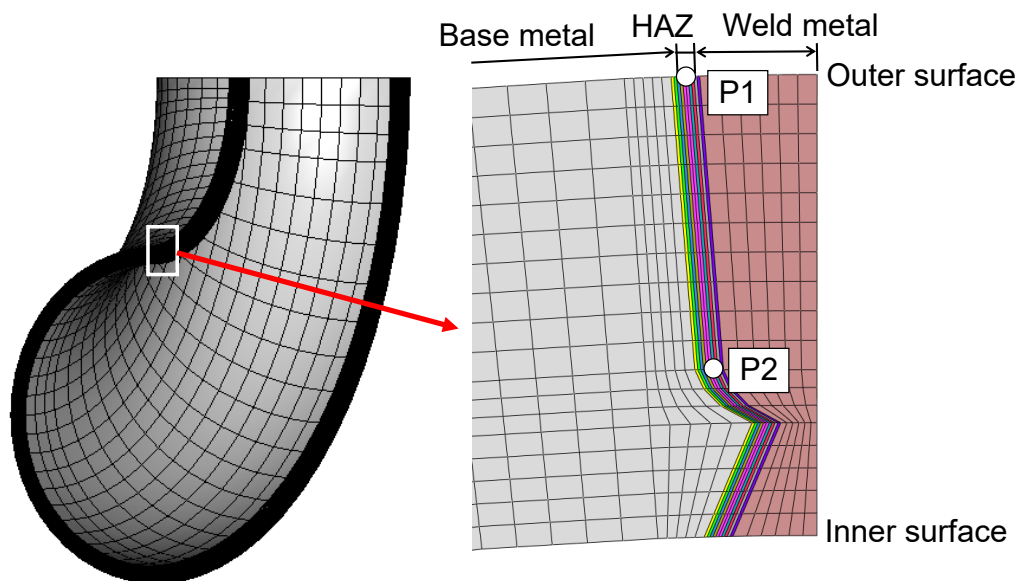


図 2-23 長手溶接部のあるエルボー配管の FEM 解析モデル

2.6.2.2 ボイド個数密度の予測結果

図 2-24 及び図 2-25 に FEM 解析によって求めたエルボー配管溶接熱影響部の時間 100,000h における応力分布及び応力多軸度係数の分布を示す。図 2-24 において、外表面からの距離 $x/d = 0.7$ 付近で応力が急激に減少している。これは溶接部の形状の影響を大きく受けているためである。また、最大主応力(周方向)は、外表面からの距離 $x/d = 0.85$ で発生し、その値は 70.5 MPa である。また、溶接部の形状の影響は図 2-25 の応力多軸度係数 TF にも顕著に現れている。応力多軸度係数 TF は、肉厚方向にそって 2.04~4.36 であり、その最大値は $x/d = 0.1$ の位置に発生している 4.36 である。

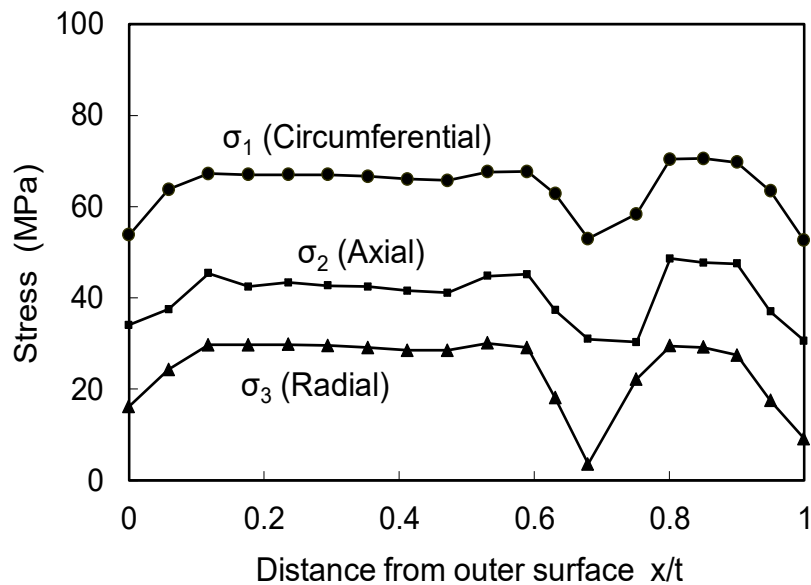


図 2-24 エルボー配管の溶接熱影響部中央における肉厚方向の
応力分布 ($t=100,000$ h)

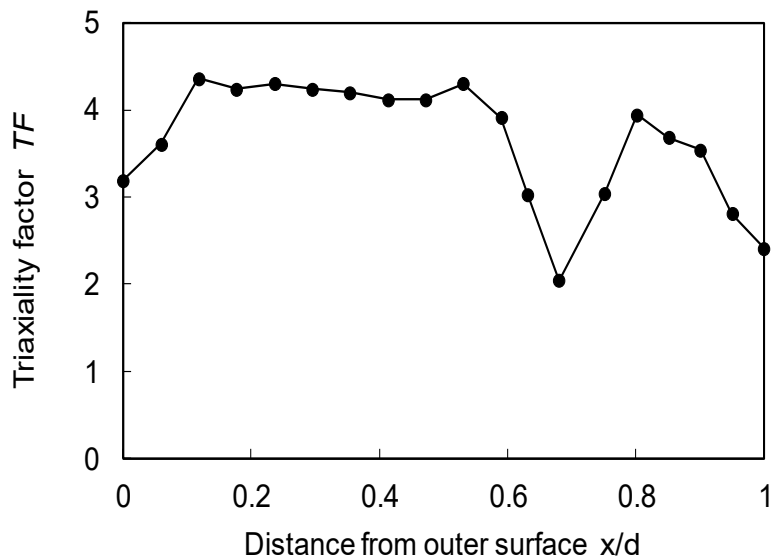


図 2-25 エルボー配管の溶接熱影響部中央における肉厚方向の
応力多軸度係数分布 ($t=100,000$ h)

図 2-26 に提案手法を用いて予測したエルボー配管溶接熱影響部の P1 及び P2 点のクリープボイド個数密度変化の予測結果を示す。図には、拡散シミュレーションから得られた結果[33]も示している。P1 及び P2 点において、ボイド個数密度が比較的小さい領域においては、提案手法により得られた結果は拡散シミュレーションによる結果と良く一致している。

クリープボイド個数密度が $800/\text{mm}^2$ まで増加すると、クリープボイドは合体し微小き裂が発生する。P2 の位置においてボイド個数密度が $800/\text{mm}^2$ に到達する時間は、提案手法が 69,500h、拡散シミュレーションによる結果が 90,000h で、両者の差異は約 30%である。実際の火力発電プラントにおいて、き裂の発生や漏洩事故を防止するためには、クリープボイド個数密度が比較的小さい領域を正確に予測できることが重要である。このような観点から、図 2-26 の結果は、提案した簡易予測手法は拡散シミュレーションによる方法と実用上同程度の精度でクリープボイド分布を予測可能であることを示していると考えられる。

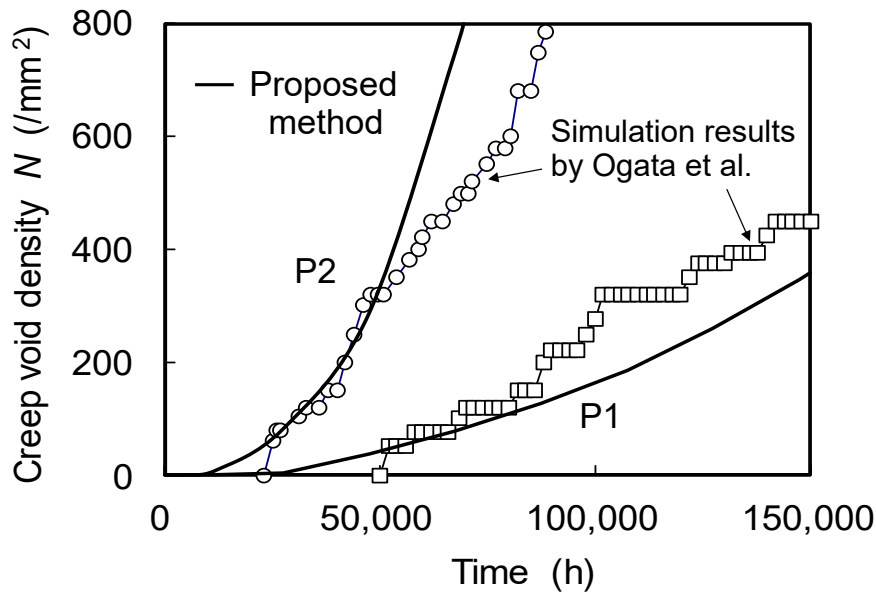


図 2-26 エルボー配管の P1 及び P2 点におけるクリープボイド個数密度の予測結果

2.6.3 実機で使用されたエルボー配管による検証

最後に、提案手法を実際の火力発電プラントで使用されたエルボー配管に適用することにより、有効性を検証した。適用したエルボー配管は長手溶接部がある配管であり、実際の火力発電プラントで約 80,000h 使用されたものである。図 2-27 にエルボー配管の FEM 解析モデル及び提案手法により求めた長手溶接熱影響部のクリープボイド分布を示す。

図 2-28 に提案手法で予測したエルボー配管長手溶接熱影響部のクリープボイド個数密度分布と実測結果の比較を示す。図中の実線は提案手法によって求めた溶接熱影響部に沿うボイド分布、プロット点が実測結果である。本図において、実測したボイド個数密度は外表面からの距離 $x/d = 0.2$ において最大値 $270 /\text{mm}^2$ となり、外表面からの距離の増加に伴い徐々に減少している。予測手法により得られた最大ボイド個数密度の値及び発生位置は、実測結果と良く一致している。この結果は、提案手法により実機配管溶接熱影響部の最大ボイド個数密度の値と発生位置を正確に予測できることを示唆するものである。以上の結果より、提案手法は、高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイド分布の予測や余寿命評価に適用可能と考えられる。

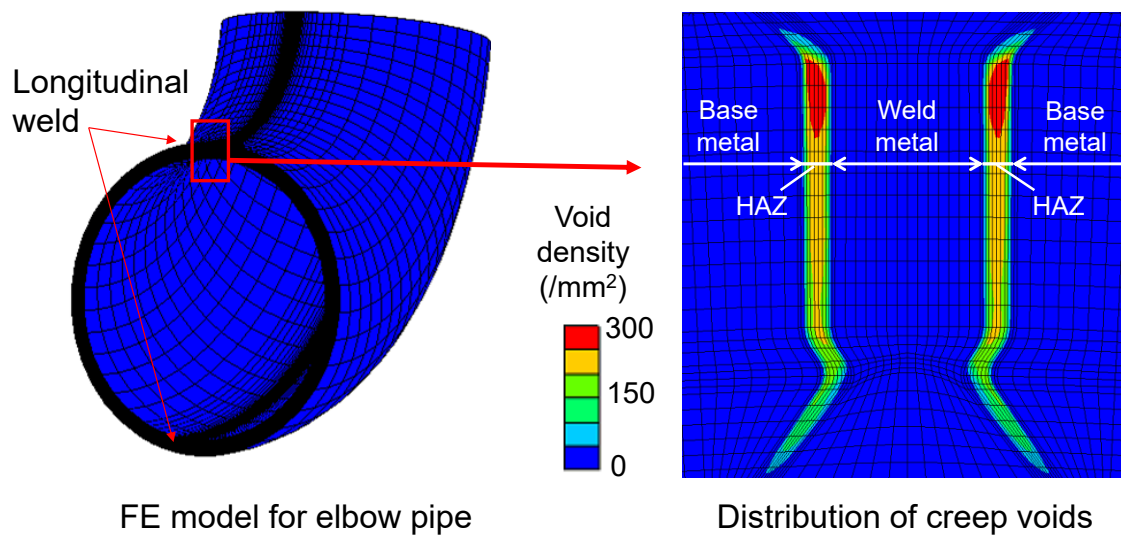


図 2-27 長手溶接があるエルボー配管のクリープボイド分布の予測結果 ($t=80,000\text{h}$)

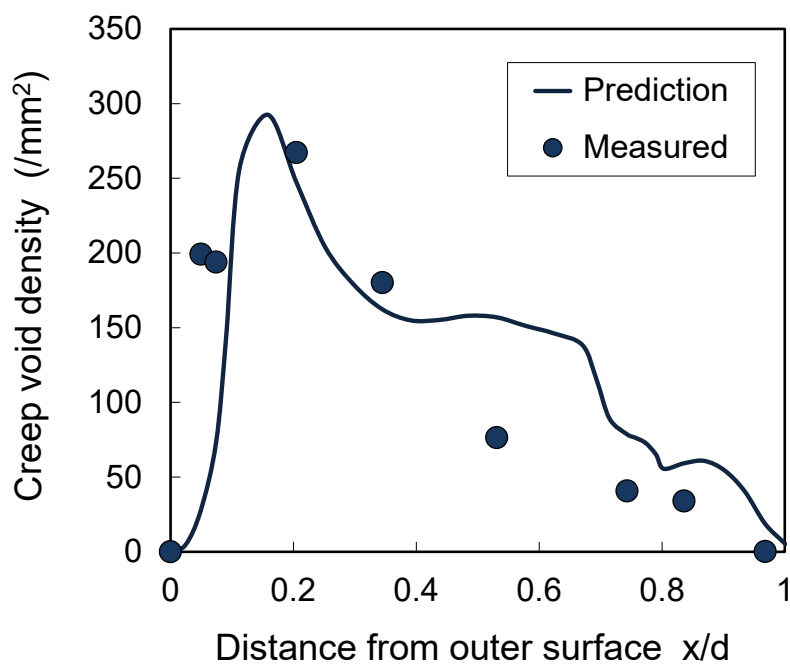


図 2-28 提案手法で予測したクリープボイド個数密度分布と実測結果の比較

2.7 結 言

本研究では、ASME Grade 91 鋼 溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布を予測するための新しい簡易予測手法を提案した。予測手法を開発するため、長手溶接のある管状試験体の内圧クリープ試験及び FEM 応力解析を実施した。提案手法を検証するため、提案手法を拡散シミュレーションによる結果と比較すると共に、実機プラントで長時間使用されたエルボー配管に適用した。得られた結果の概要は以下の通りである。

- (1) 内圧クリープ試験により求めたクリープボイド個数密度の平均増加速度は、最大主応力と応力多軸度係数を組み合わせた多軸応力場の強さを表すパラメータと良い相関がある。
- (2) クリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力場の強さを表すパラメータの相関関係に基づいて、溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の簡易予測手法を提案した。本手法は市販の FEM プログラムを用いてクリープボイド分布を予測することができ、専用プログラムの開発や複雑なパラメータの設定が不要である。
- (3) 提案手法の検証のため、拡散シミュレーションによりクリープボイド分布が求められているエルボー長手溶接部に提案手法を適用した。提案手法により予測したクリープボイドの増加挙動は、ボイド個数密度が小さい領域では拡散シミュレーションの結果と良く一致した。また、両者の最大ボイド個数密度に到達する時間の差異は約 30%であった。
- (4) 提案手法の妥当性検証のため、提案手法を実機火力発電プラントで約 80,000h 使用されたエルボー配管の長手溶接部に適用した。提案手法で予測したボイド個数密度の最大値及びその発生位置は、実測結果と良く一致した。
- (5) 以上の結果より、提案手法により、実機火力発電プラントの溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布を実用上十分な精度で予測できるものと考えられる。

第3章 クリープボイド個数密度分布予測手法の 12Cr鋼への応用

3.1 緒言

CO₂排出量削減のため、石炭焚き火力発電プラントの発電効率の要求が増々高まっている。この要求を達成するため、ASME Grade 91鋼(9Cr-1Mo-Nb-V)、Grade 92鋼(9Cr-1.8W-0.5Mo-Nb-V)、Grade 122鋼(11Cr-2W-0.4Mo-Cu-Nb-V)などの高温クリープ強度に優れた高クロム鋼を採用することにより、石炭焚き火力発電プラントの蒸気温度や圧力が高められてきた。高クロム鋼の溶接部は母材に比べてクリープ寿命が短いことが知られている。そのため、火力発電プラントの信頼性を確保するためには、実機の複雑な応力条件下におけるこれら高クロム鋼溶接部のクリープ寿命予測手法を確立することが重要である。高クロム鋼溶接部の寿命低下は溶接熱影響部(HAZ)細粒域にクリープボイドが発生することが原因である。そのため、高クロム鋼溶接部の寿命を精度良く予測するためには、溶接熱影響部細粒域に発生するクリープボイド分布の予測手法を開発することが必要である。

前章でも説明したように、Ogataら[32, 33, 34]は、拡散シミュレーションによるクリープボイドの発生、成長予測手法を開発している。また、Maileら[31]はクリープボイドの成長挙動が多軸応力場の影響を受けることを指摘している。前章で説明したように、著者らはGrade 91鋼を対象として、クリープボイド個数密度の増加速度と多軸応力場を表すパラメータの相関関係を用いた簡易評価手法を提案している[37]。本手法の妥当性は、Grade 91鋼製の内圧クリープ試験体[37]や実機で使用されたエルボー配管への適用により検証されている。

本章では、Grade 91鋼を対象として開発したクリープボイド分布の簡易予測手法を、火力発電プラントに適用されている高クロム鋼であるGrade 122鋼への拡張[38]を行う。長手溶接のあるGrade 122鋼製の管状試験体について内圧クリープ試験を実施しクリープボイド発生挙動を明らかにすると共に、FEM応力解析を実施し溶接部の応力状態を明らかにする。本結果に基づいて、提案した簡易評価手法に必要なGrade 122鋼のクリープボイド個数密度の増加速度と多軸応力パラメータの相関関係を明らかにする。本相関関係を用いて、提案簡易手法をGrade 122鋼製内圧クリープ試験体に適用し、提

案手法のGrade 122鋼への適用性について検討する。

3.2 クリープボイド個数密度の簡易評価手法

本研究で提案する高クロム鋼熱影響部細粒域のクリープボイド分布の簡易予測手法については、第3章でGrade 91鋼を対象としてその詳細を述べているので、ここでは概要のみを述べる。

図3-1は提案するクリープボイド分布の簡易予測手法のフローである[37]。本簡易手法では、FEMクリープ解析の各増分ステップにおいて、以下の手続きを実施する。

最初に、熱影響部の各評価点において、次式の多軸応力場の強さを表すパラメータを計算する。

$$M = \sigma_1 \cdot TF^\alpha \quad (3-1)$$

ここで、 σ_1 は最大主応力、 TF は次式で定義される応力多軸度係数、 α は係数である。

$$TF = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_{eq} \quad (3-2)$$

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力、 σ_{eq} はミーゼスの相当応力である。

次に、式(3-1)の多軸応力の強さを表すパラメータ M からクリープボイド個数密度の平均増加速度 N_{V_A} を求める。クリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力場の強さを表すパラメータ M には相関があり、この相関関係は次式で表される。

$$\begin{aligned} N_{V_A} &= A \cdot M^B \\ &= A \cdot (\sigma_1 \cdot TF^\alpha)^B \end{aligned} \quad (3-3)$$

ここで、 A, B は係数である。

次に、クリープボイド個数の増加速度 N_V を現在のボイド個数密度 N の関数として求める。図3-2に示すように、一般に、ボイド個数密度増加速度は、ボイド個数密度が小さい領域では比較的遅く、ボイド個数密度が大きくなると速くなる。本手法では、

ボイド個数密度増加速度 N_V は、平均速度 N_{VA} 及び現在のボイド個数密度 N の関数として、次式を用いて求める。

$$N_V = N_{VA} \{ a \cdot (N / N_{max}) + b \} \quad (3-4)$$

ここで、 N_{max} はボイド個数密度の最大値、 a 、 b はボイド個数密度増加速度の加速度合いを決める係数である。

最後に、現在の計算ステップにおけるボイド個数密度の増分 ΔN を計算する。

$$\Delta N = N_V \cdot \Delta t \quad (3-5)$$

Δt は、当該計算ステップにおける時間増分である。

以上の式(3-1)～(3-5)の計算により、FEM解析の各計算ステップにおける各評価点のクリープボイド個数密度の増分を計算することができる。

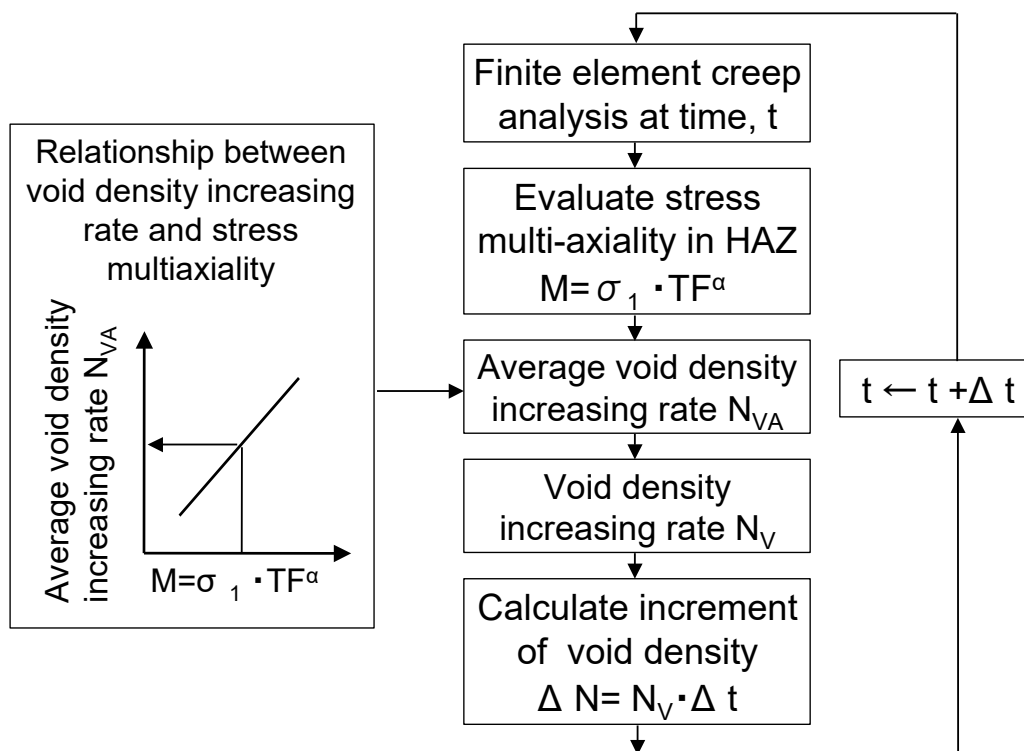


図3-1 有限要素解析を用いたクリープボイド密度の簡易予測手法

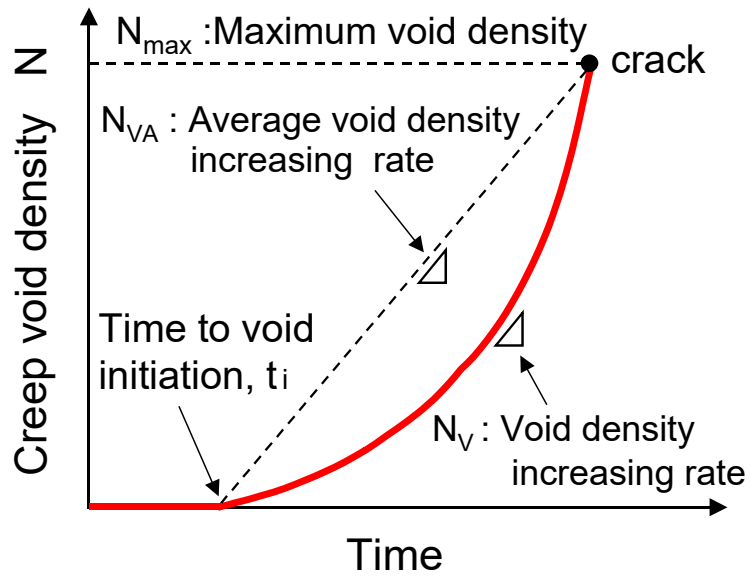


図3-2 クリープポイド密度増加速度の定義

3.3 内圧クリープ試験

本章の対象である12Cr鋼の溶接熱影響部におけるクリープポイド発生挙動を明らかにするため、長手溶接部のある管状試験体の内圧クリープ試験を実施した。

3.3.1 供試材

供試材として用いた12Cr鋼 (ASME Grade122鋼) 及び溶接に用いたワイヤの化学成分を表3-1に示す。

表3-1 供試材及び溶接ワイヤの化学成分

Materials	Chemical composition (Wt%)												
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Nb	N	W
Base metal (Grade 122)	0.12	0.29	0.60	0.015	0.002	0.86	0.33	10.56	0.34	0.20	0.06	0.60	1.92
Welding wire	0.08	0.33	0.51	0.006	0.003	1.54	1.01	10.48	0.29	0.20	0.06	0.040	1.49

3.3.2 試験体の形状

内圧クリープ試験体の形状及び寸法を図3-3に示す。試験体の外径は $\phi 60\text{mm}$ ，肉厚は 10mm ，長さは 350mm である。試験体に内圧を負荷し，内圧による周方向応力での溶接部の損傷挙動を観察するため，試験体には2ヶ所の長手溶接をTIG (Tungsten Inert Gas) 溶接を用いて施工した。溶接ワイヤの化学成分は表3-1に示している。溶接後， $745^{\circ}\text{C} \times 1\text{h}$ の溶接後熱処理 (PWHT : Post Weld Heat Treatment) を実施した。

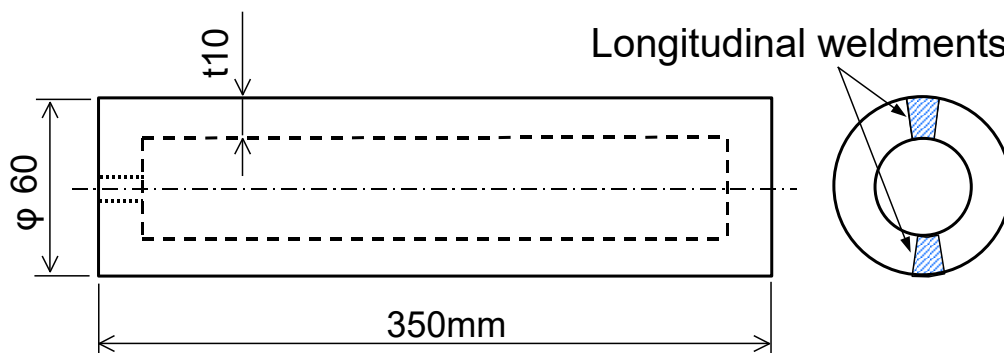


図3-3 軸方向に溶接部を設けた内圧クリープ試験体の形状

3.3.3 試験条件及び結果

(1) 内圧クリープ試験結果

内圧クリープ試験の条件及び試験結果を表3-2に示す。試験を実施した試験体は6体である。試験温度はすべて 650°C で，与えた内圧は 22MPa から 28MPa で，クリープ試験時間は $4,000\text{h}$ から $10,000\text{h}$ である。No. 12-2，12-3の試験体については，途中段階でのクリープボイドの発生状況を調べるため， $3,900\text{h}$ ， $2,680\text{h}$ でクリープ試験を終了した。No. 12-2，12-3と同じ試験条件であるNo. 12-1は $9,612\text{h}$ でき裂が発生しリークしたため，No. 12-2，12-3は，それぞれ時間比で41%，28%の損傷を受けたことになる。

(2) 9Cr鋼との比較

表3-2に示した応力 σ_n は次式で表される平均径式による周方向応力である。

$$\sigma_n = PD_m / 2t \quad (3-6)$$

ここで、 P は内圧、 D_m は平均径(= $D - t$, D : 外径, t : 肉厚)である。

周方向応力 σ_n と試験体がリークした時間の関係を図3-4に示す。図には比較のために、前章でも示した9Cr鋼の内圧クリープ試験の結果[37]も併記している。図から分かるように、12Cr鋼溶接部の内圧クリープ試験による寿命は、9Cr鋼の場合と特性が異なり、高応力側では相対的に長寿命、低応力側では相対的に短寿命の傾向が認められる。

表3-2 12Cr鋼の内圧クリープ試験条件及び試験結果

No.	Material	Outer Diameter (mm)	Thickness (mm)	Temp. (°C)	Internal pressure (MPa)	Stress σ_n (MPa)	Testing time (h)	Remarks
12-1	Gr.122	60.0	10.0	650	22.0	55.0	9,612	Leak
12-2							3,900	41% interrupted
12-3							2,680	28% interrupted
12-4					24.0	60.0	6,154	Leak
12-5					26.0	65.0	7,268	Leak
12-6					28.0	70.0	4,567	Leak

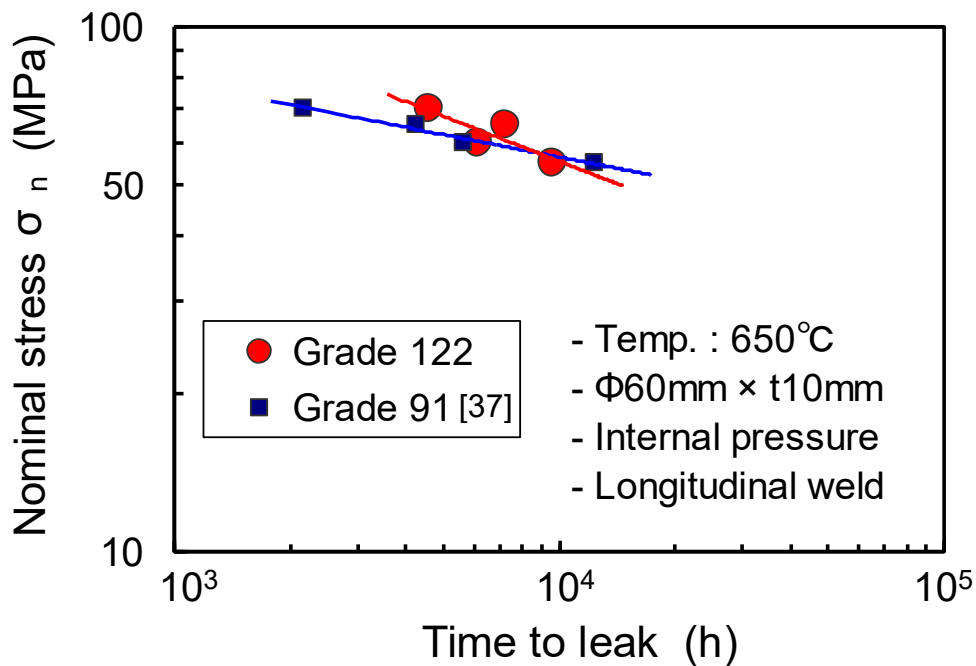


図3-4 12Cr鋼長手溶接部の平均応力とリーク時間の関係

3.4 内圧クリープ試験体の応力解析

3章でも述べたように、高クロム鋼溶接熱影響部のクリープボイドの発生や成長挙動は、応力分布、特に多軸応力の影響を受けることが知られている[33]。内圧クリープ試験を実施した各試験体の長手溶接部がどのような応力場になっているかを明らかにするため、有限要素法によるクリープ解析を実施した。解析には有限要素法プログラムABAQUS[42]を用いた。

3.4.1 有限要素モデル

内圧クリープ試験体の有限要素モデルを図3-5に示す。対称性を考慮して全体の1/8をモデル化している。試験体の内表面には表3-2に示した内圧を負荷した。

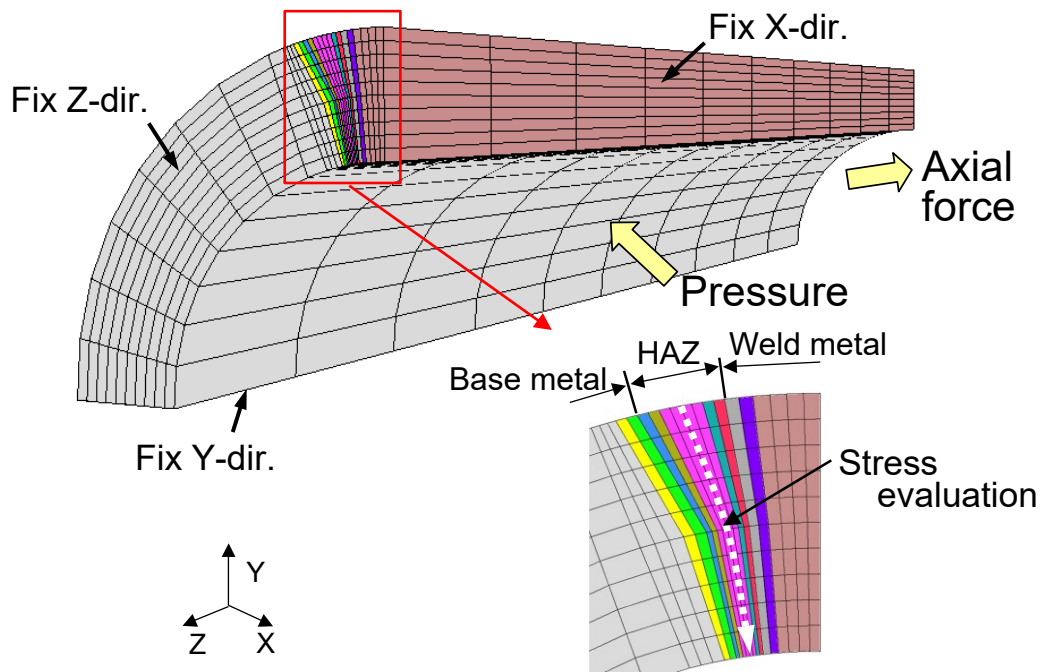


図3-5 内圧クリープ試験体の有限要素モデル

3.4.2 クリープ則

有限要素法によるクリープ解析においては、次式で表されるノートン型クリープ則を用いた。

$$\dot{\varepsilon} = A \cdot \sigma_{eq}^n \quad (3-7)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}$ は相当クリープひずみ速度、 σ_{eq} はミーゼスの相当応力、 A 及び n は係数である。12Cr鋼の母材、熱影響部及び溶接金属の試験温度650℃における係数を図3-6に示す。No.6の溶接熱影響部のクリープ速度は熱影響部細粒域の特性を与えている。図に示すように、母材(No.1)と溶接熱影響部(No.6)、溶接熱影響部(No.6)と溶接金属(No.11)の境界部の係数 A は、対数上で緩やかに変化させた。ヤング率は、母材、熱影響部、溶接金属共に144GPaを用いた。

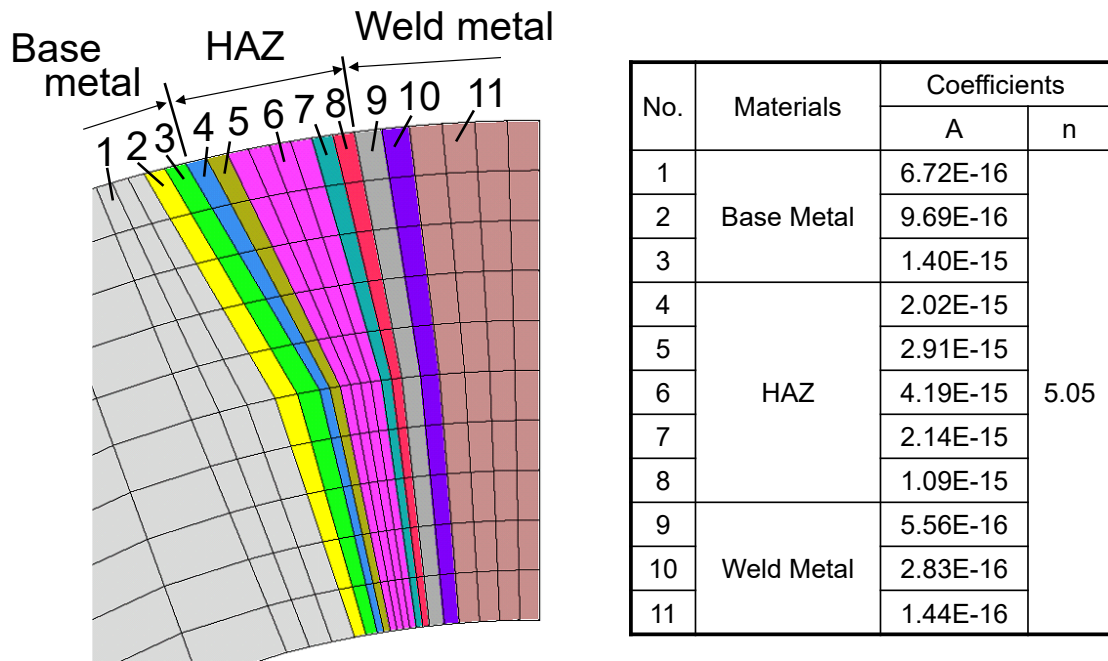


図3-6 解析に用いたノートン則の係数(Grade 122鋼, 650℃)

3.4.3 応力解析の結果

応力解析結果の例として、時間0hにおける溶接熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力分布を図3-7に示す。横軸は外表面からの距離 x/t で無次元化している。本結果は弾性応力状態であるので、周方向の最大応力は内表面、すなわち $x/t = 1.0$ の位置に発生している。図3-8は時間10,000hにおける熱影響部中央の応力分布である。応力分布は、クリープ変形により、図3-7の弾性状態と大きく異なることが分かる。周方向応力の最大値は49.8MPaで、肉厚のほぼ中央、すなわち、 $x/t = 0.4$ の位置に発生している。

時間8,000hにおける熱影響部中央の肉厚方向に沿った応力多軸度係数 TF の分布を図3-9に示す。応力多軸度係数 TF は式(3-2)で定義され、クリープボイドの発生、成長を加速すると言われている。肉厚方向の TF は0.68~2.93となり、最大値は2.93で、肉厚中央 $x/t = 0.5$ で生じる。本結果は、肉厚中央で最もボイド個数密度が大きくなることを示唆している。

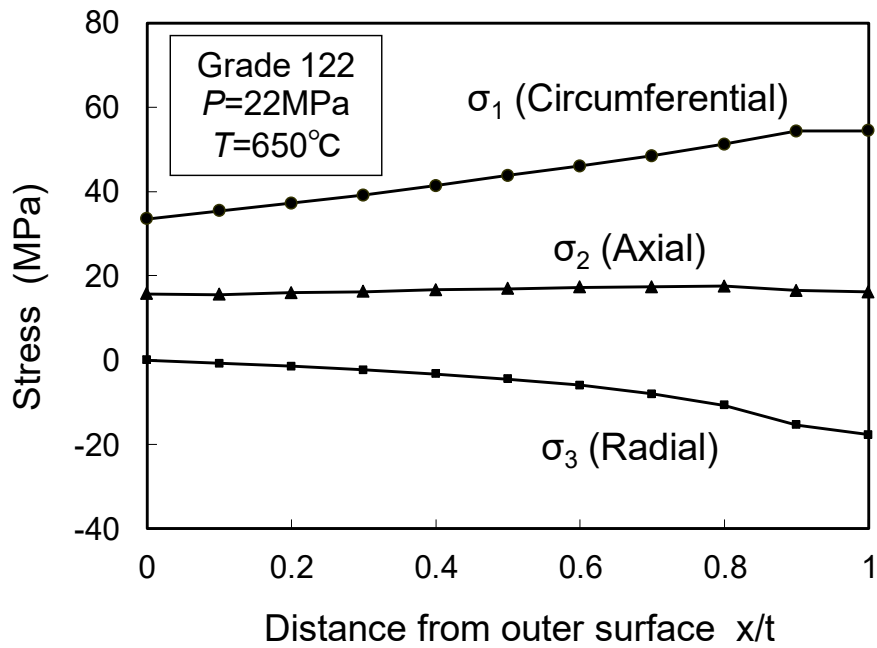


図3-7 肉厚方向に沿った溶接熱影響部中央の応力分布 (N0. 12-1, $t=0h$)

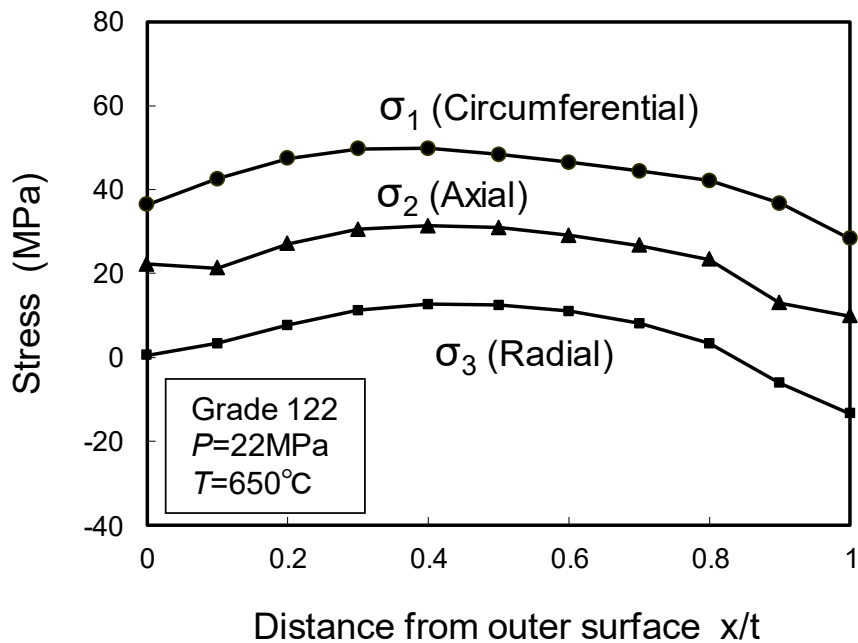


図3-8 肉厚方向に沿った溶接熱影響部中央の応力分布 (N0. 12-1, $t=10,000h$)

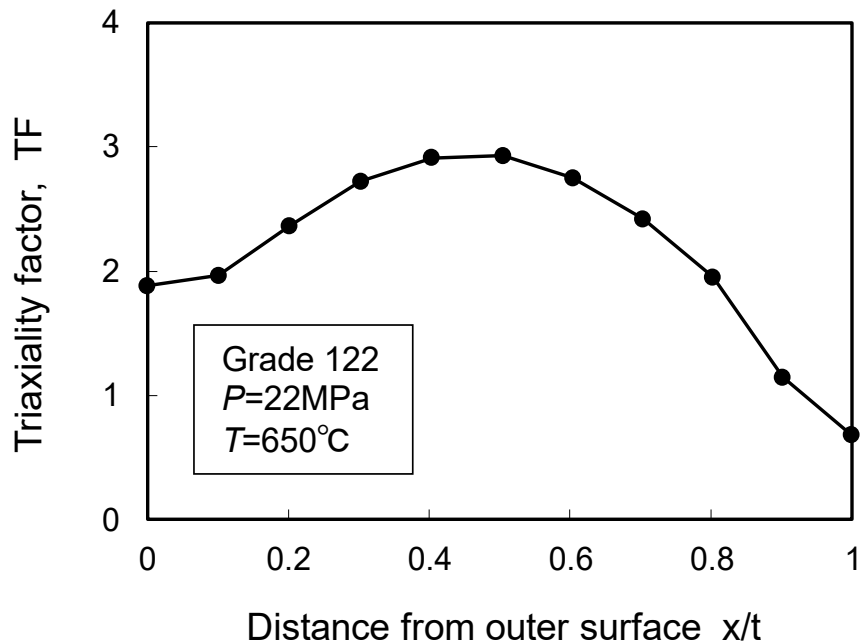


図3-9 肉厚方向に沿った溶接熱影響部中央の応力多軸度係数の分布
(NO. 12-1, $t=10,000\text{h}$)

3.5 クリープボイド個数密度増加速度の評価

3.5.1 クリープボイド分布の観察

図3-10に試験体のき裂発生状況の例として、試験体No. 12-6のき裂発生状況を示す。本試験体は、時間4,567hでき裂が貫通し漏洩が発生した。図から分かるように、き裂は溶接熱影響部に発生し貫通している。また、き裂が貫通した熱影響部の反対側の熱影響部肉厚中央にも未貫通のき裂が発生していることが分かる。図3-11～図3-13に、試験体No. 12-1, No. 12-4, No. 12-5の破壊後の断面状況を示す。

各試験体について、A～Dの熱影響部における肉厚方向のクリープボイド分布を調べた。熱影響部のクリープボイドは光学顕微鏡及び走査型電子顕微鏡(SEM)を用いて観察した。各観察位置において、面積約 0.8mm^2 の視野範囲のボイド個数をカウントし、ボイド個数密度を算出した。ボイド個数のカウントには光学顕微鏡を用い、倍率は100倍とした。ボイド個数密度は肉厚方向の $x/t = 0.1, 0.3, 0.5, 0.7$ 及び 0.9 の各点で評価した。

試験体No. 12-1のボイド個数密度分布の評価結果を図3-14に示す。A部ではボイドが合体しき裂になる状況が確認できた。また、ボイド個数密度は、肉厚中央で高くなる傾向が認められた。試験体No. 12-2, 12-3, 12-4, 12-5 及び 12-6 のボイド個数密度分布の評価結果をそれぞれ図3-15～図3-19に示す。クリープボイド個数密度は肉厚方向の中央、すなわち、 $x/t = 0.5$ で最大となる傾向が認められた。この結果は、図3-8及び図3-9に示した周方向応力及び応力多軸度係数が肉厚中央で最大となることと対応している。クリープボイドの直径は約5～15 μm であった。

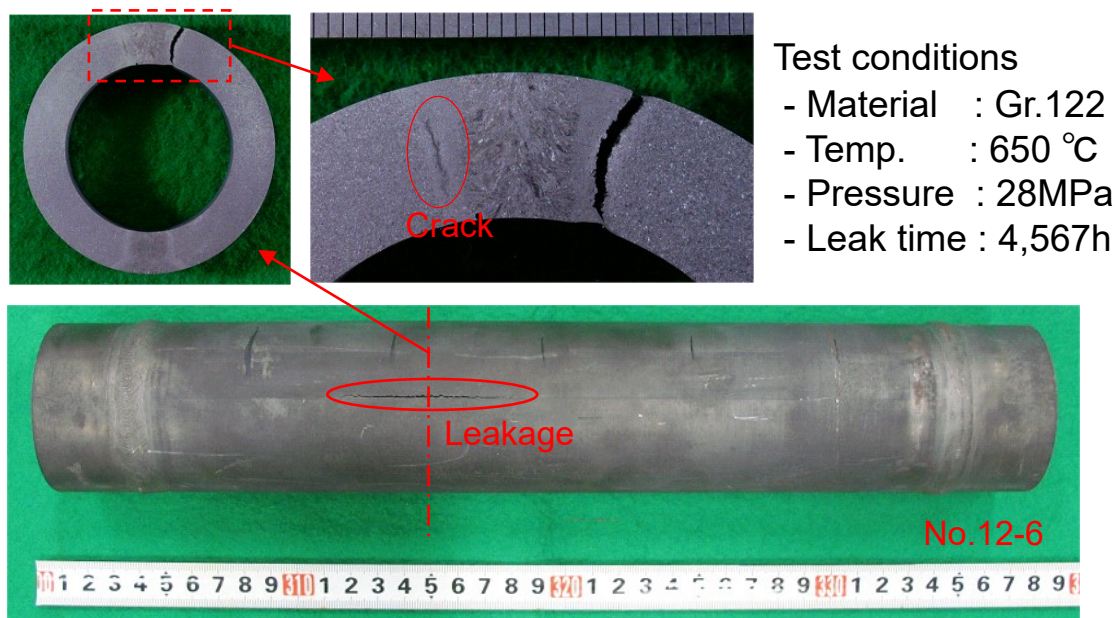


図3-10 内圧クリープ試験体のき裂発生状況(試験体No. 12-6)

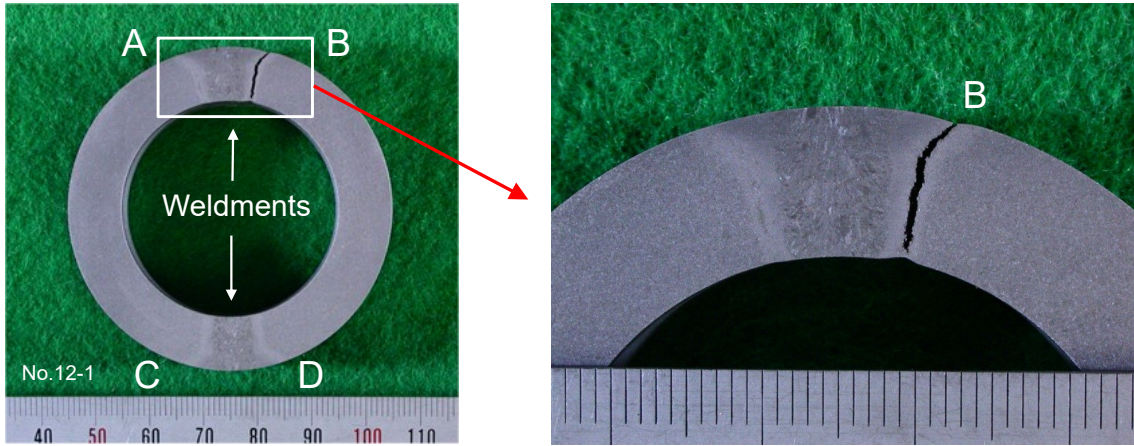


図3-11 内圧クリープ試験体の破壊後の断面状況 (No. 12-1)

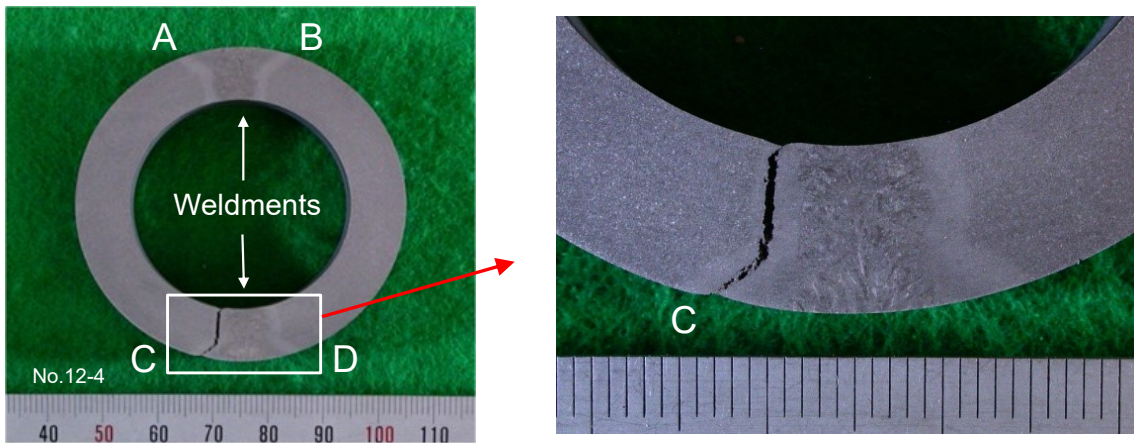


図3-12 内圧クリープ試験体の破壊後の断面状況 (No. 12-4)

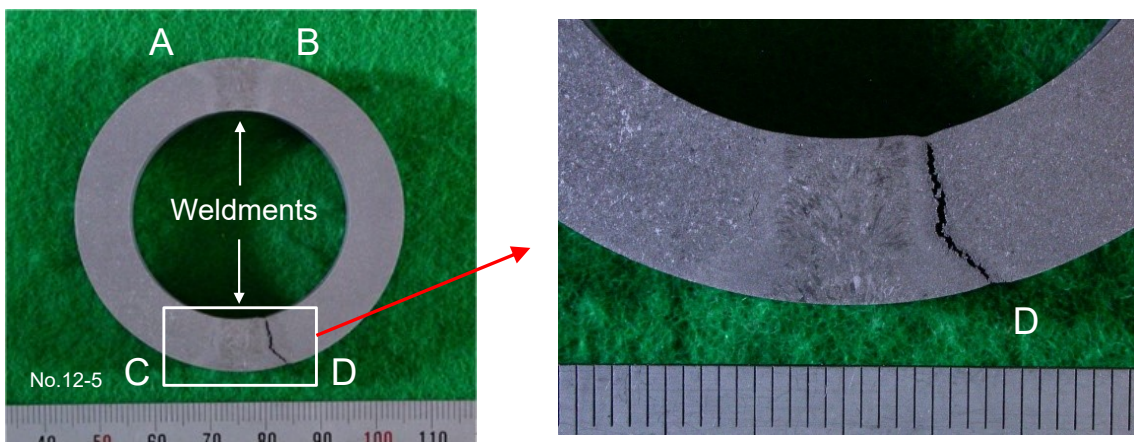


図3-13 内圧クリープ試験体の破壊後の断面状況 (No. 12-5)

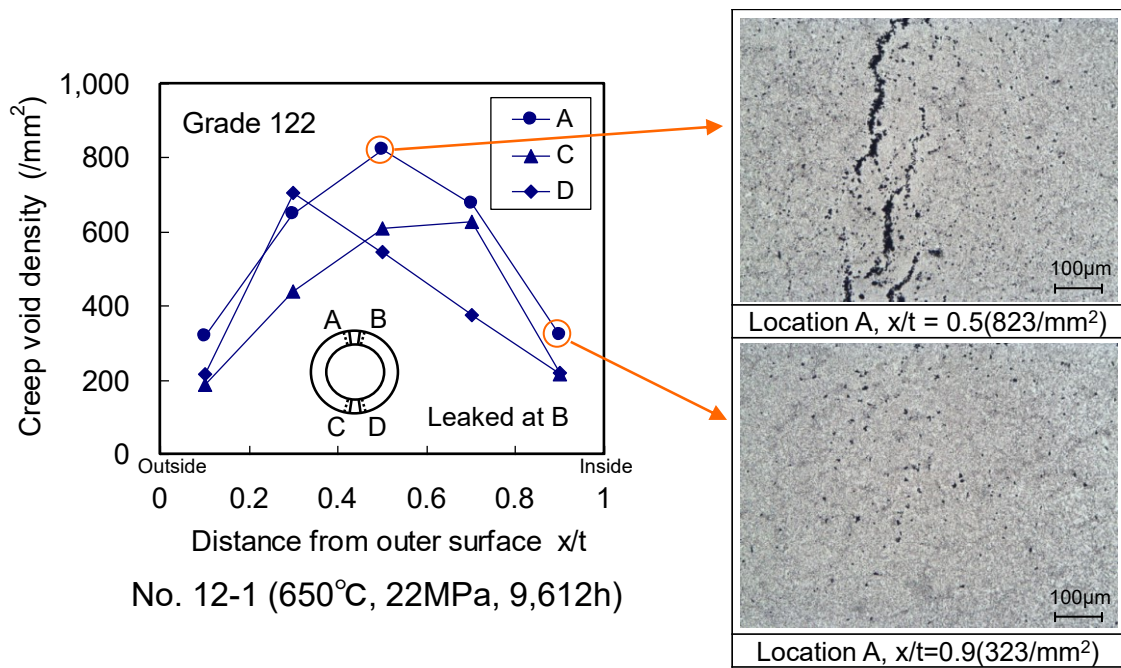


図3-14 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 12-1)

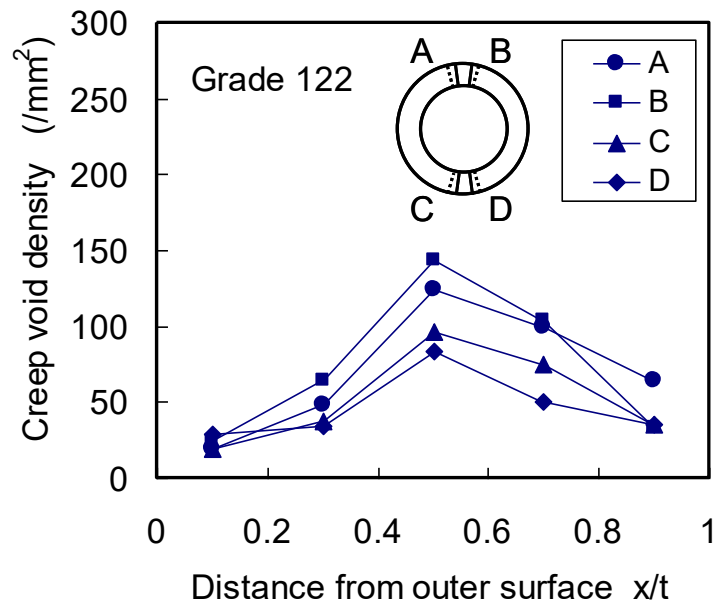


図3-15 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 12-2)

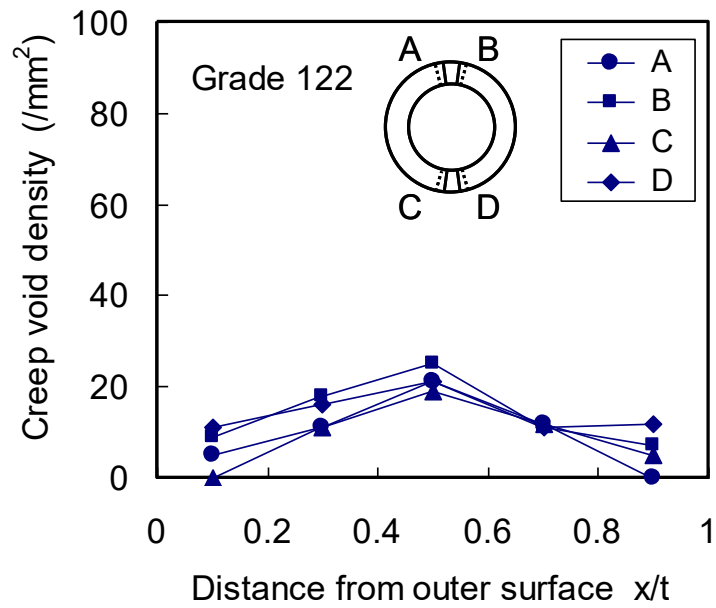


図3-16 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 12-3)

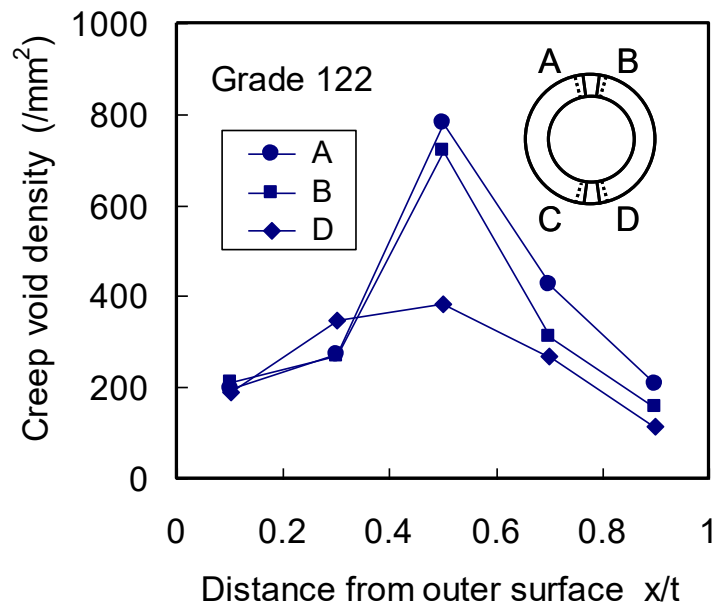


図3-17 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 12-4)

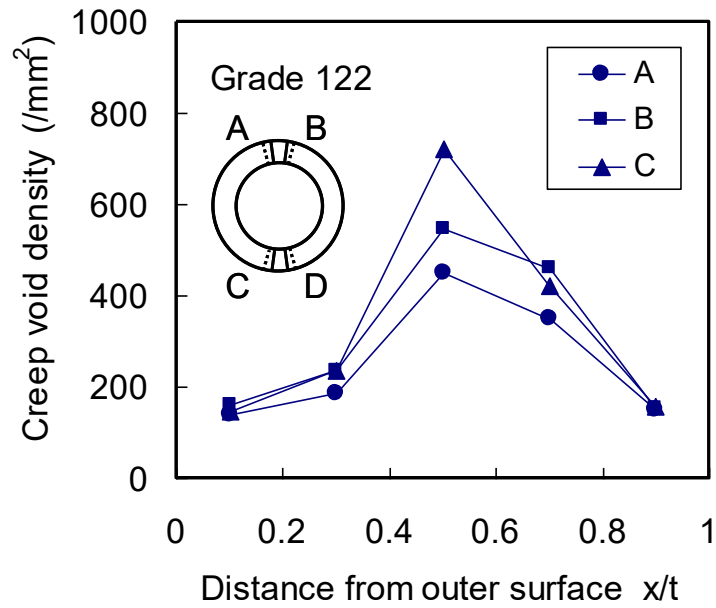


図3-18 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 12-5)

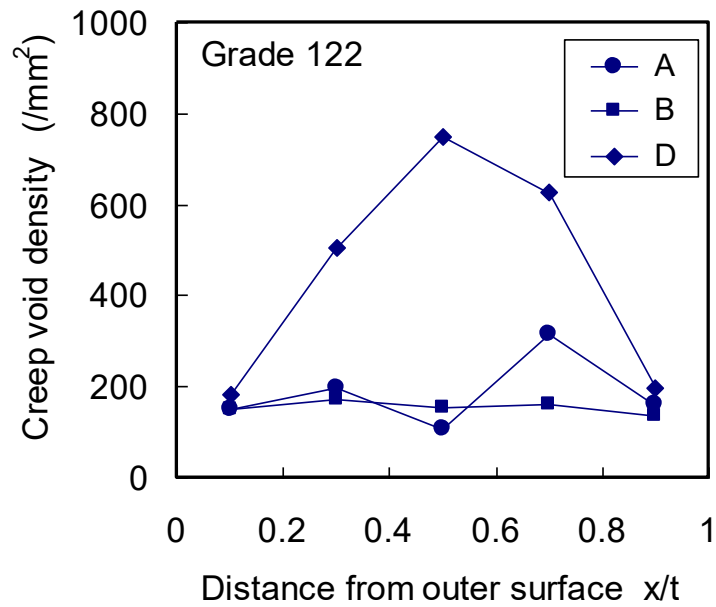


図3-19 熱影響部のクリープポイド個数密度の評価結果 (No. 12-6)

3.5.2 クリープボイド個数密度の増加速度

図3-14～図3-19に示したクリープボイド個数密度の評価結果に基づいて、図3-2で定義されるクリープボイド個数密度の平均増加速度 N_{V_A} を評価した。 N_{V_A} の評価において、Grade 122鋼の熱影響部の650℃におけるボイド発生時間 t_i は9Cr鋼の結果[33]を参照し次式で求めた。

$$t_i = 2.1 \times 10^8 \cdot \sigma_I^{-3} \quad (3-8)$$

ここで、 t_i は光学顕微鏡で観察可能なクリープボイドの発生時間(h)、 σ_I は最大主応力(MPa)である。

次に、クリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力状態の強さを表すパラメータの関係について検討した。結果を図3-20に示す。縦軸はクリープボイド個数密度の平均増加速度、横軸は式(3-1)で表される多軸応力状態の強さを表すパラメータである。図からGrade 122鋼熱影響部のクリープボイド個数密度の平均増加速度は、最大主応力 σ_I と応力多軸度係数 TF の関数であるパラメータと良い相関があることが明らかである。図には比較のためにGrade 91鋼の結果[37]も示しており、Grade 122鋼はGrade 91鋼に比べて傾きが小さくなっている。図3-21にGrade 122及びGrade 91鋼のクリープ破断カーブ[43]を示す。高応力域ではGrade 122鋼が長寿命、低応力域ではGrade 91鋼が長寿命の傾向がある。図3-20においても、高応力域ではGrade 122のボイド増加速度が小さく、低応力域ではGrade 91鋼のボイド増加速度が小さくなっており、図3-20と図3-21は定性的に一致している。

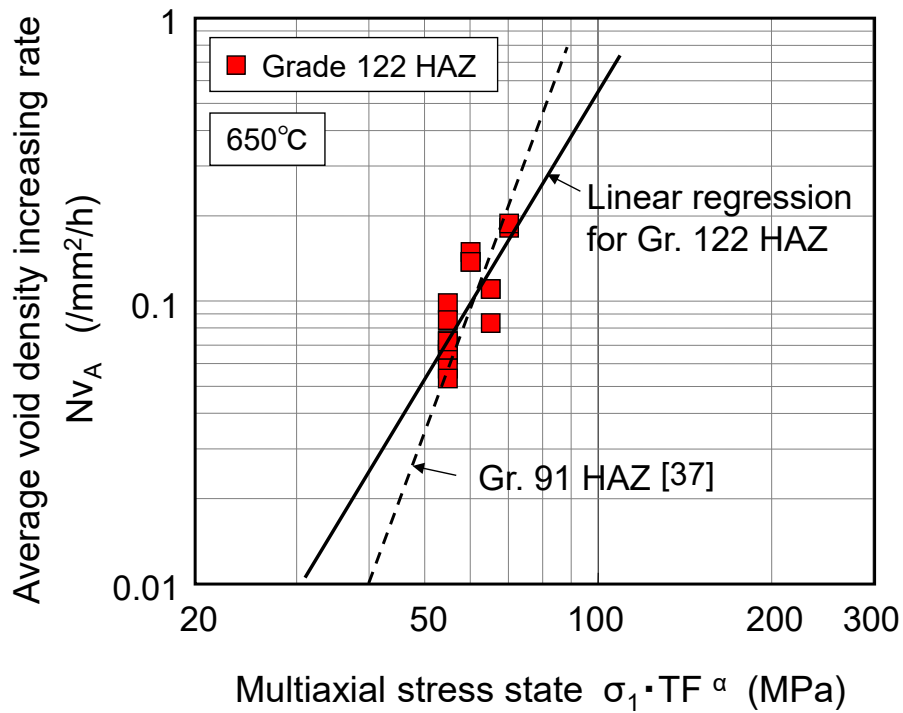


図 3-20 熱影響部のクリープポイド個数密度の平均増加速度と応力多軸状態の関係

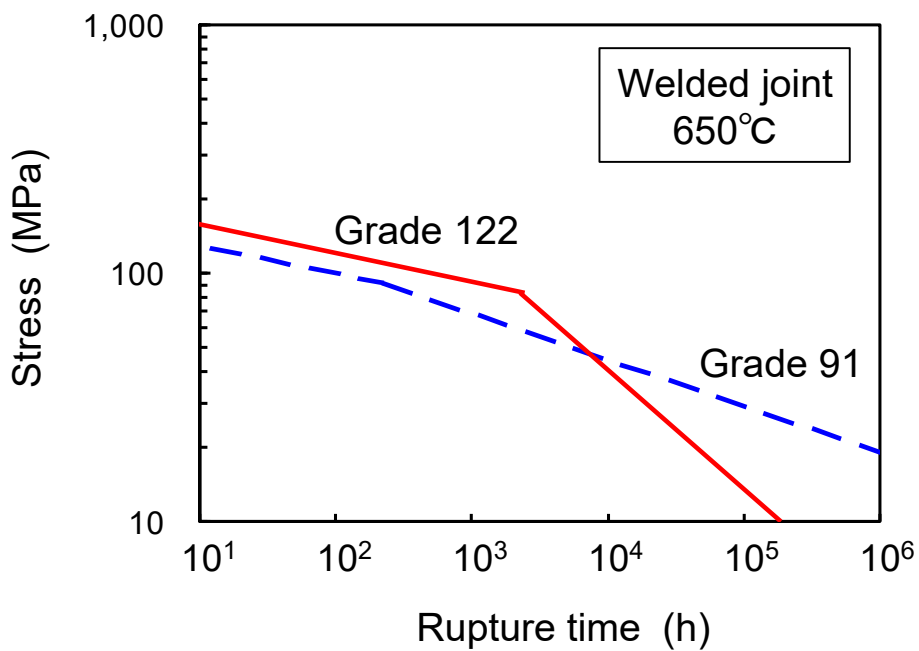


図3-21 Grade 91及び122鋼溶接部のクリープ破断カーブの比較[43]

3.6 予測手法の検証

提案手法のGrade 122鋼溶接部への適用性を検証するため、提案手法を図3-3に示した長手溶接部のある内圧クリープ試験体に適用した。提案手法により予測したクリープボイド分布を実験結果と比較することにより、提案予測手法を検証した。

3.6.1 形状及び条件

試験体の形状及び試験条件は以下の通りである。本条件は表3-2に示した試験体No. 12-1, 12-4, 12-5, 12-6の条件に相当する。

- 外 径 : ϕ 60mm
- 肉 厚 : 10mm
- 材 質 : Grade 122
- 溶 接 : 長手溶接
- 内 圧 : 22～28MPa (No. 12-1, 4, 5, 6)
- 温 度 : 650℃
- ボイド増加加速度 : 図3-20の関係

3.6.2 有限要素モデル

内圧クリープ試験体の有限要素モデルとして図3-5に示したモデルを用いた。また、図3-6と同様に、クリープ則にはノートン則を適用し、母材、熱影響部、溶接金属にそれぞれのクリープ特性を与えた。

3.6.3 クリープボイド分布の予測結果

図3-22に提案手法により求めたNo. 12-1試験体の時間9,900hにおけるクリープボイド分布を示す。肉厚中央部のボイド個数密度が最大になっており、図3-14～図3-19に示した実測結果と一致している。

図3-23に各試験体の熱影響部の肉厚中央におけるボイド個数密度の時間変化の予測結果と実測結果の比較を示す。図中の実線が提案手法による予測結果、プロット点が

実測結果である。提案手法を用いて予測したクリープポイド個数密度の変化は、実測したクリープポイド個数密度と概ね一致していることが分かる。

以上より、提案予測手法が Grade 122鋼熱影響部のクリープポイド分布の予測や余寿命の推定に適用できることが確認できたものと考えられる。

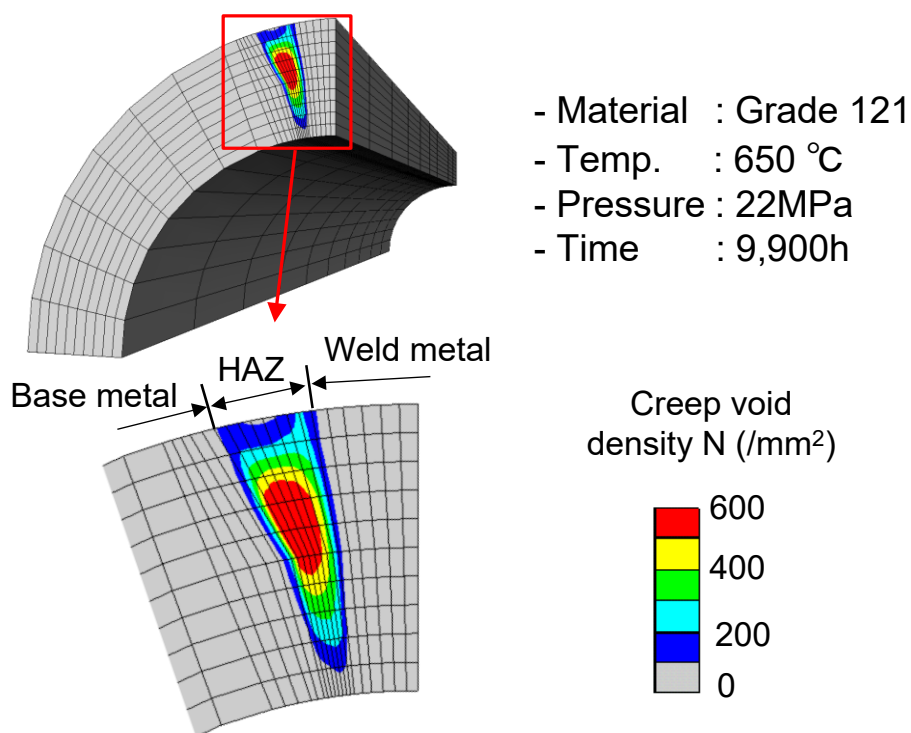


図3-22 提案手法を用いて予測した熱影響部のクリープポイド分布

(No. 12-1, $t=9,900\text{h}$)

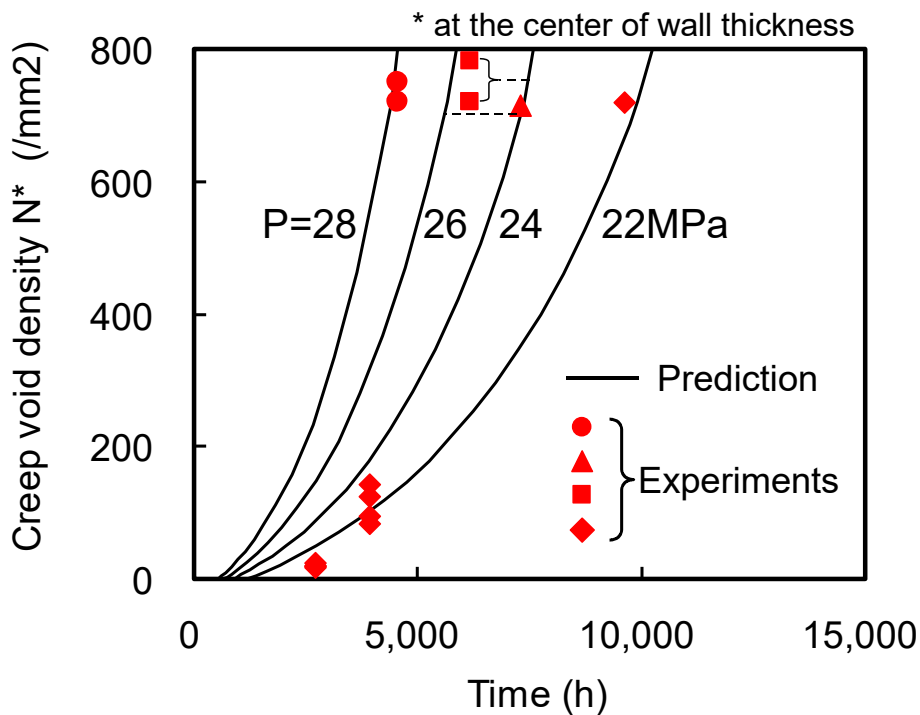


図3-23 提案手法による肉厚中央のクリープボイド個数密度変化の
予測と実測値の比較

3.7 結 言

前章で提案したクリープボイド個数密度分布の簡易予測手法のGrade 122鋼への適用性を検討するために、長手溶接があるGrade 122鋼製管状試験体の内圧クリープ試験を実施し、Grade 122鋼のクリープボイド個数密度の平均増加速度を調べると共に、提案手法を内圧クリープ試験体に適用し、提案手法の予測精度について検討した。得られた結果の概要は以下の通りである。

- (1) 内圧クリープ試験により求めた Grade 122 鋼熱影響部細粒域のクリープボイド個数密度の平均増加速度は、Grade 91 鋼と同様に、最大主応力と応力多軸度係数を組み合わせた多軸応力場の強さを表すパラメータと良い相関が認められた。
- (2) Grade 122 鋼について求めたクリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力場の強さを表すパラメータの関係を用いて、提案手法を Grade 122 鋼の内圧クリ

ープ試験体に適用した。その結果，提案手法で予測したクリープボイド個数密度変化と実測値は良く一致した。

- (3) 以上の結果より，提案手法を **Grade 122 鋼溶接熱影響部細粒域**のクリープボイド分布の予測に適用可能と考えられる。

第4章 火力発電ボイラ鉄骨構造の効率的な配置最適化手法

4.1 緒言

トラス構造のような骨組み構造は、部材の配置によって質量やコストが大きく異なるため、設計者は強度と経済性が両立できるように部材配置を決定する必要がある。そのため、種々の骨組み構造の最適化手法に関する研究結果が報告されている。骨組み構造の最適化手法には、部材配置を変更せず、部材の断面積のみを変更する寸法決定問題と部材配置(位相)と各部材の断面積を同時に最適化する位相決定問題がある[44, 45]。一般に、部材配置(位相)を固定した最適化では、その効果が小さいため、部材配置(位相)と各部材の断面積を同時に最適化して、強度と経済性を両立できる骨組み構造を求められる手法の開発が望まれる。

部材配置(位相)と各部材の断面積を同時に最適化できる手法として、種々の手法が報告されている。理論式から最適配置を求める方法[46]は、厳密な最適配置を求めることができるが、片持ちばりのような理論解が存在する単純構造にしか適用することができない。有限要素法(FEM:Finite Element Method)の解析モデルの節点を移動させる方法[47]は、当初に定めた部材配置パターンにおける最適配置を求めることができるが、初期に決めた配置パターンを変化させることができない。断面積のみを設計変数とし、最適化計算の過程で断面積がゼロになった部材を削除して、部材配置を変更する方法[48, 49]は、簡単なアルゴリズムで配置と断面積を同時に最適化できると考えられるが、実際には断面積がゼロになる部材が生じにくいいため、最適な配置を求めることが難しい。予め多数の部材を配置しておき、各部材の有無と断面積の両者を設計変数とする方法[50]は、部材配置と断面積を同時に最適化することが可能であるが、設計変数が多くなるため、数十部材程度の小さな問題に対して有効性が示されているのみである。

坂本、尾田[51]は、部材配置を遺伝的アルゴリズム(GA:Genetic Algorithm)、断面積を最適性基準法で決定するハイブリッド法による部材配置と断面積の最適化手法を提案している。また、朝山ら[52, 53]、坂本ら[54]は、遺伝的アルゴリズムと全応力法を組み合わせた配置と断面積の最適化手法を提案している。これらの手法は10節点程度

の小規模構造に適用され、その有効性が検証されている。田村ら[55]は、柱及び梁で囲まれる局所空間の骨組み配置を 5 種類にパターン化し、これらのパターンを組み合わせるにより骨組み構造全体の部材配置を効率的に最適化する手法を提案しているが、各部材の断面積変化は考慮していない。上述した各手法は、設計変数が数十程度の問題に対して有効性が示されているのみであり、設計変数が数百にもなる大規模な骨組み構造の部材配置と断面積の同時最適化手法についての研究は見当たらない。

本研究では、探索的手法で部材配置を、全応力法で断面積を決定する部材配置と断面積の同時最適化手法を、火力発電ボイラの鉄骨構造の軽量化に有効であるブレース(筋交い)配置の最適化問題に適用することにより、大規模構造への適用性を検証する。一般に、部材配置の最適化を行うと部材本数が増加する傾向があるが、部材本数が増えると製作コストが増加するため、部材本数は少ない方がコスト的に有利である。そのため、本研究では配置する部材本数を制限する機能を新たに追加し、部材本数を制限した最適化計算も実施する。

4.2 火力発電ボイラの鉄骨設計手法

図 4-1 に石炭焚き火力発電プラントの鉄骨及びボイラの断面模式図[23]を示す。火力発電ボイラは、運転を開始し高温になると熱膨張によって長さが変化するため、鉄骨上部から吊り下げ支持される場合が多い。図 4-1 に示した火力発電ボイラの例においても、鉄骨から吊り下げ支持されている。図 4-2 にボイラ鉄骨の例を示す。ボイラ鉄骨には地震力や風力などの水平力に対する補強のため、多数のブレース(筋交い)が配置されている。図 4-2 には従来のトライアル・アンド・エラー法での鉄骨設計の流れも示している。主要機器の配置が決定し、鉄骨への作用荷重の集計が終了した後、鉄骨の設計が実施される。まず、主要鉄骨の有限要素解析モデルを作成し、ブレースを配置する。次に、ボイラ各機器の作用荷重や地震力、風力を考慮した応力解析を実施し、各部材の作用力や作用モーメント、応力を求める。ここで、適用する各国の設計規格を満足しているかどうかを評価し、満足しない場合には部材の断面サイズを変更する。ボイラ鉄骨全体の質量はブレース配置の影響を大きく受けるため、設計者はトライアル・アンド・エラーでブレース配置を変更して、鉄骨全体の質量を最小化(コストを最小化)できるブレース配置を求めている。

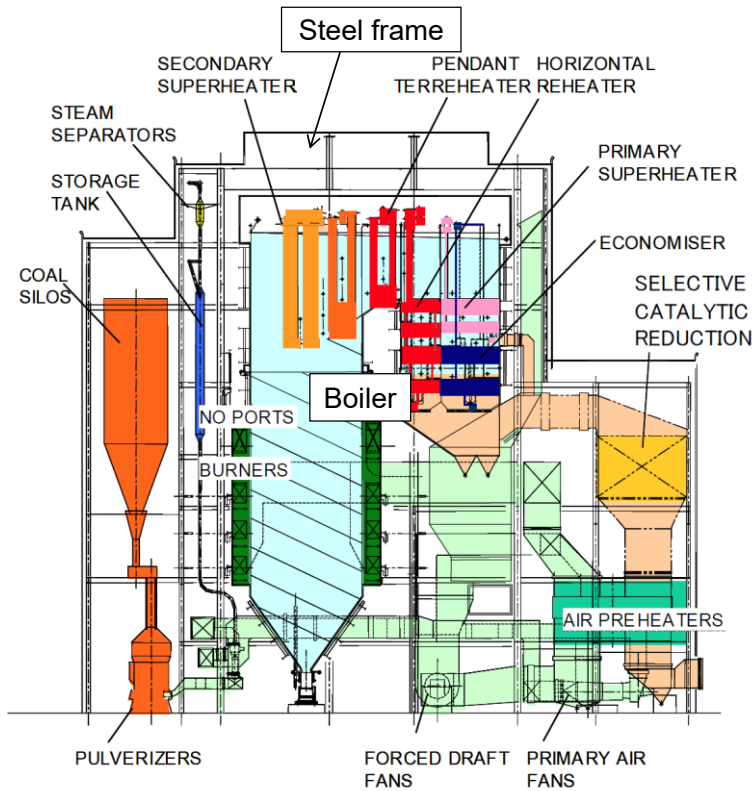
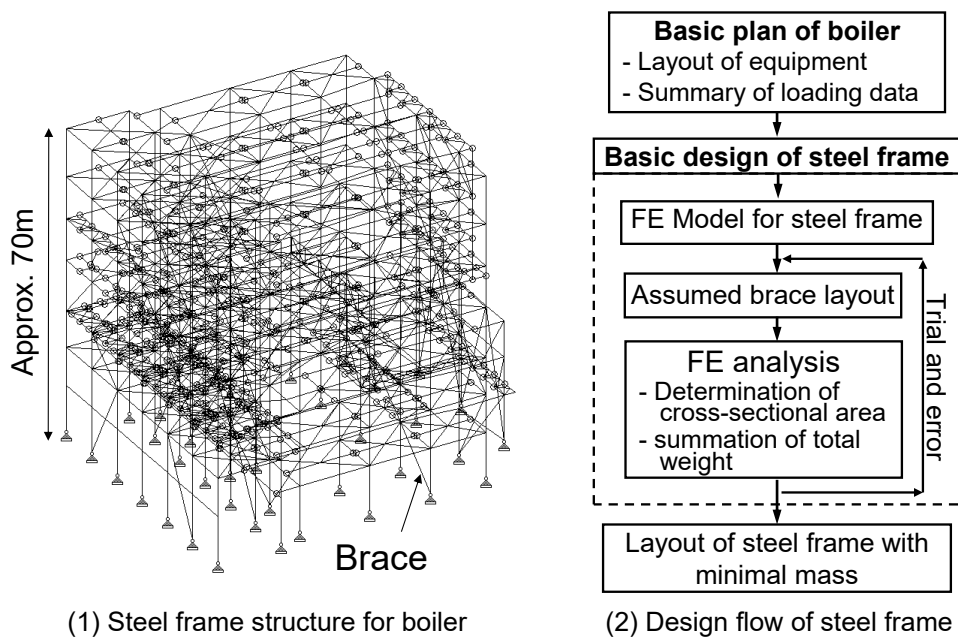


図 4-1 石炭焼き火力発電プラントの鉄骨及びボイラの断面模式図[23]



(1) Steel frame structure for boiler

(2) Design flow of steel frame

図 4-2 火力発電ボイラの鉄骨構造及びその設計フロー

本研究では、探索的手法で部材配置を、全応力法で断面積を決定する部材配置と断面積の同時最適化手法を、火力発電ボイラの鉄骨構造のブレース配置最適化問題に適用することにより、大規模構造への適用性を検証する。

4.3 断面積を考慮した配置最適化手法

本研究の目的は、断面積変化を考慮した部材配置と断面積の同時最適化手法の大規模骨組み構造への適用性を検証することにある。本研究で用いた最適化手法は、設計変数は部材の有無のみとし、各部材の断面積を応力解析から得られる軸力から決定することが特徴である。

本研究で用いた最適化手法は、例えば図 4-3 の骨組み構造のように予め定義された部材 ($i = 1 \sim 20$) の不要部材を削除していくことにより、最適な部材配置を求める手法である。この際、各部材の断面積も同時に変化させる。最適化手法の具体的なフローは図 4-4 であり、以下にその詳細を記述する。

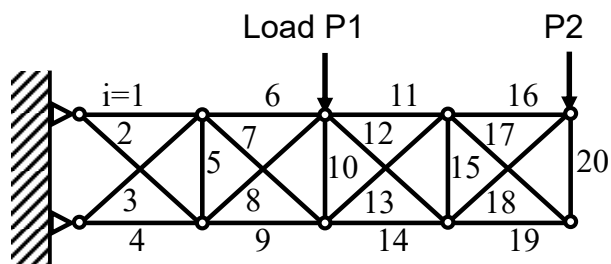


図 4-3 トラス構造で構築された片持ち梁の例

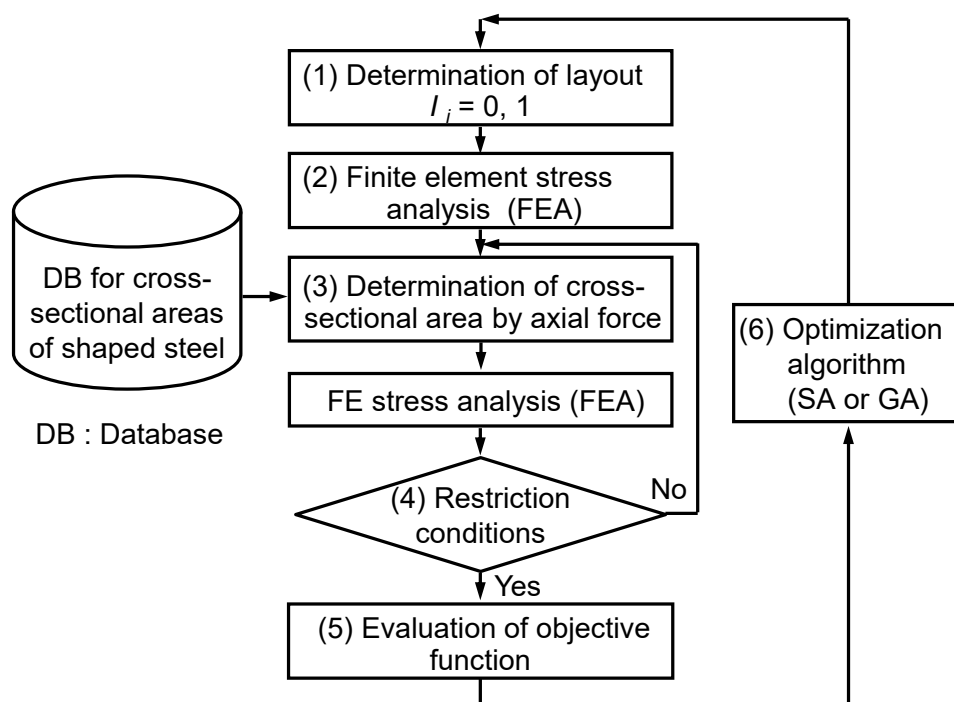


図 4-4 本研究で適用した部材断面積を考慮した骨組み構造の配置最適化手法

(1) 設計変数

予め定義した各部材の有無を次式のような 0-1 変数で表現し、これを設計変数とすることで部材配置を変化させる。

$$I_i = 0, 1 \quad (4-1)$$

ここで、 $I_i = 0$ は i 番目の部材が存在せず解析モデルから削除すること、 1 は部材が存在することを意味する。最適化を行う骨組み構造の初期構造の部材数が i 本の場合、設計変数は i 個となる。

(2) 応力解析

設計変数 I_i で表現される部材配置について応力解析を実施する。各部材の断面積は仮の値(初期値)を用いる。

(3) 部材断面定数の決定

応力解析で得られた各部材の軸力 F_i から、各部材の断面積 A_i を決定する。許容応力を σ_a とすると、 A_i は次式で求めることができる。

$$A_i = \frac{F_i}{\sigma_a} \quad (4-2)$$

実際の骨組み構造では、市販の形鋼から部材を選定することが多いため、離散的な断面積サイズから部材を選定することになる。図 4-4 に示したように、本論文の最適化手法においても、形鋼のデータベースの中から許容応力を満足する断面積の部材を選択する。

部材の断面積が変化すると力の釣合いが変化し、各部材の軸力も変化するため、応力解析、断面積決定作業を繰り返し実施することで、計算精度が向上する。部材断面積を設計変数とせず軸力から求める点が本手法の特徴であり、設計変数が半減するため、最適解を得るために必要な計算時間が大幅に減少する。

(4) 制約条件の評価

最大変位等の制約を考慮する場合、制約条件を満足しているかどうか確認する。満足していない場合、「(3) 部材断面定数の決定」に戻り、形鋼データベースから部材を再選定する。

(5) 目的関数の評価

目的関数を評価する。骨組み構造の全質量を目的関数とする場合には、全質量 M は次式で求められる。

$$M = \sum_{i=1}^N I_i (\gamma_i \cdot A_i \cdot L_i) \quad (4-3)$$

ここで、 γ_i : 密度、 A_i : 断面積、 L_i : 部材長さ、 N : 部材の総数である。

部材総数が制約条件を満たさない場合にはペナルティ関数 P を計算し、式(4-3)で定義される目的関数 M とペナルティ関数 P の和が最小となるように最適解を探索し、制約条件を満足する解を求める。例えば、部材の総数 N を部材総数の上限 N_{max} 以下とする制約を与える場合、ペナルティ関数 P は次式で表される。

$$\begin{aligned} P = 0 & & : N \leq N_{max} \\ P = P_C + (N - N_{max})^2 & & : N > N_{max} \end{aligned} \quad (4-4)$$

ここで、 P_C はペナルティ関数の大きさを調整するための定数である。

(6) 最適化アルゴリズム

骨組み構造の配置最適化は組み合わせ最適化問題であり、焼きなまし法 (SA: Simulated Annealing) や遺伝的アルゴリズム (GA: Genetic Algorithm) などの手法が適しており、(1)～(5)を繰り返すことにより最適部材配置を求める。

4.4 大規模骨組み構造への適用による検証

4.4.1 計算条件

(1) 適用対象

前章で述べた断面積変化を考慮した配置最適化手法の大規模問題への適用性を検証するため、本手法を火力発電ボイラの鉄骨構造に適用した。ボイラの鉄骨構造は、柱、はり、ブレース(筋交い)で構成されるが、配置の自由度が大きく、鉄骨総質量に対する影響が大きいブレースの配置について、本手法を適用することにした。

図 4-5 に最適化手法を適用した火力発電ボイラの鉄骨構造を示す。配置可能な全位置にブレースを配置し、配置した全ブレースの有無を設計変数とした。図 4-5 には、代表例として、A 面のブレースの配置を示す。本構造は設計者がトライアル・アンド・エラーで決定したブレース配置が存在する構造であり、経験的に得られたブレース配置と本手法で得られたブレース配置を比較し、本手法の有効性について検討した。

(2) 設計変数

実際のボイラ鉄骨は、配管や機器と干渉するためブレースを配置できない場所が多数ある。本手法は、干渉が発生する位置には予め設計変数を設けないことで干渉回避が可能である。ここでの検証計算においては、すべての位置にブレースを配置可能と仮定した。図 4-5 に示したように、配置可能な全位置にブレースを配置した解析モデルを作成し、配置した全ブレースの有無を設計変数として最適化計算を実施した。最適化計算におけるブレース配置の初期値は、設計者がトライアル・アンド・エラーで決定したブレース配置(図 4-9)とした。通常、火力発電ボイラの鉄骨構造は、左右対称にブレースを配置するため、左右一对のブレースに対して一つの設計変数 I_i を割当て、設計変数 I_i が 0 または 1 に変化した場合、左右のブレースの有無を同時に変化させた。図 4-5 のモデルの設計変数は 251 で、ブレース有無の組み合わせは $2^{251}=3.6 \times 10^{75}$ 通りとなるので、この中から最適配置を求める問題となる。すべての組み合わせについて応力解析を行えば、最も軽量となる最適構造を厳密に求めることができるが、時間的制約から不可能であり、最適化アルゴリズムを用いて近似的に最適解を求めた。

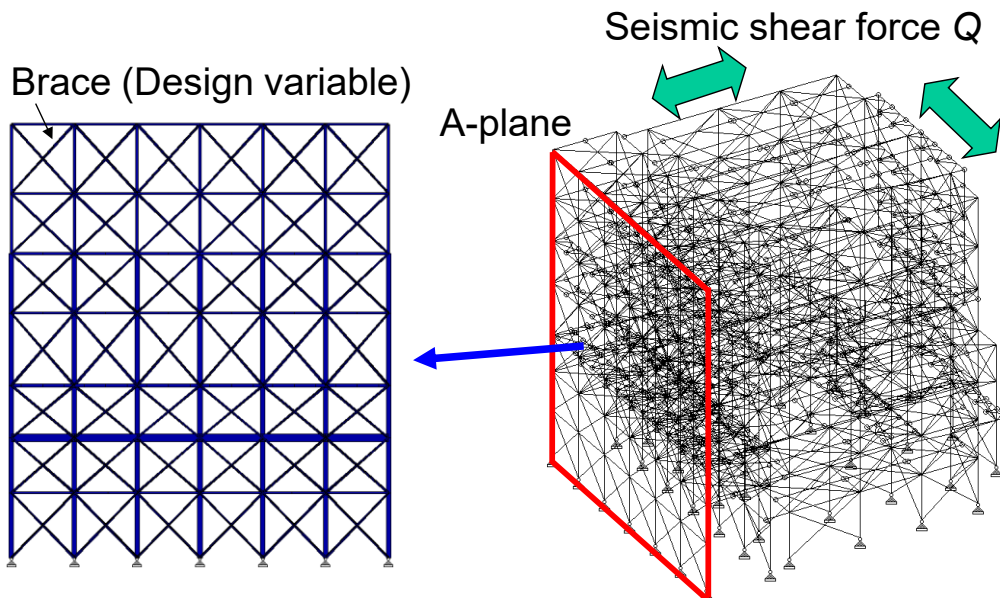


図 4-5 最適化手法の有効性検証に用いた火力発電ボイラの鉄骨構造と
設計変数としたブレースの配置位置

(3) 応力解析

火力発電ボイラの鉄骨設計手法は、火力発電所の耐震設計規程 JEAC3605[10]に定められており、静的弾性解析による許容応力度評価(1次設計)に加えて、高さが31mを超え60m以下の場合は保有水平耐力評価(主として静的弾塑性解析)、60mを超える場合には動解析を実施する。鉄骨構造の主要部分は静的弾性解析により決定されるため、本研究では静的弾性解析のみを用いてブレース配置の最適化計算を実施した。得られた最適配置は、弾塑性解析や動解析を実施する場合の初期値として用いることができる。静的弾性解析を実施する場合には、鉄骨構造が支持する各機器の質量に想定する地震層せん断力係数 C (Seismic story shear coefficient) を乗じた水平力が鉄骨の各機器の支持点に作用すると仮定して鉄骨構造を設計する。質点 i の質量を W_i とすると、質点 i に作用する地震せん断力 Q_i は、次式で求められる。

$$Q_i = C \cdot W_i \quad (4-5)$$

地震層せん断力係数 C は、火力発電ボイラの建設地点毎に想定される地震の大きさから決められる値である。静解析でボイラ鉄骨の設計を行う場合、地震層せん断力係数 C には最大で $0.3G$ 程度の値が適用される。 $0.3G$ は想定される最大規模の地震に相当する。

(4) 目的関数

目的関数は鉄骨の総質量とし、鉄骨総質量が最小となるように、最適化計算を実施した。

(5) 部材断面積の決定

応力解析で得られた軸力から許容応力を満足するように、各部材の断面積を決定した。

(6) 最適化アルゴリズム

本研究では、最適化アルゴリズムとして焼きなまし法(SA:Simulated Annealing 法)を採用した。図 4-6 に焼きなまし法の特徴を示す。金属の焼きなましを模擬した手法であり、探索の初期段階では、目的関数が増加する解が得られても、この解を受け入れることによって局所最適解への収束を回避し、大域的最適解を得る手法である。図 4-7 に本研究で用いた焼きなまし法の具体的なフローを示す。初期温度 T_0 を設定し、最適化計算の進行に伴い温度 T を徐々に低下させる。温度 T が高い最適化の初期段階では、目的関数 M が増加した場合、この解を受け入れる確率 P が大きくなる。温度 T が低下した最適化の後半では、増加した目的関数 M となる解を受け入れる確率 P が小さくなる。

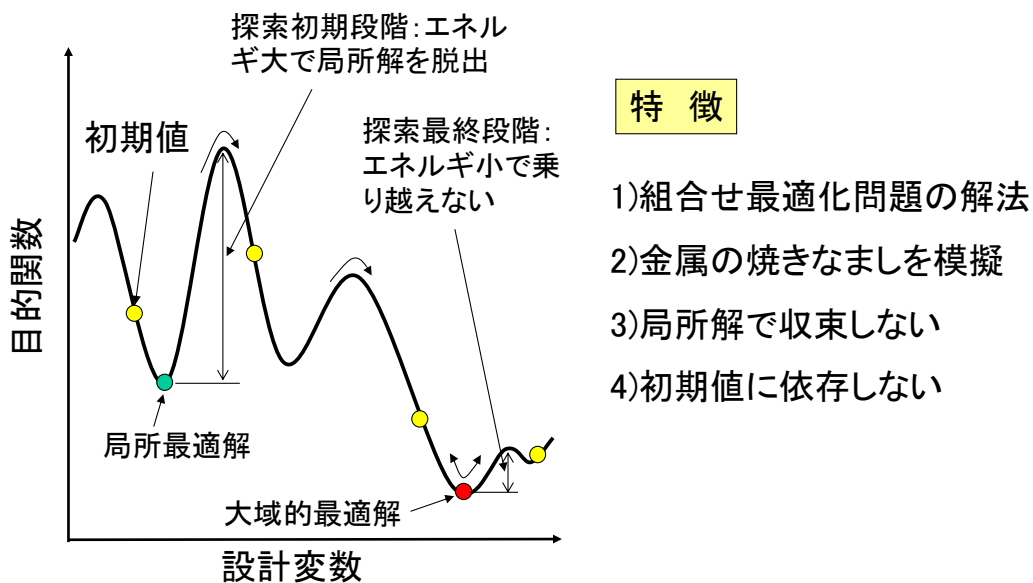


図 4-6 焼きなまし法 (Simulated Annealing 法) 特徴

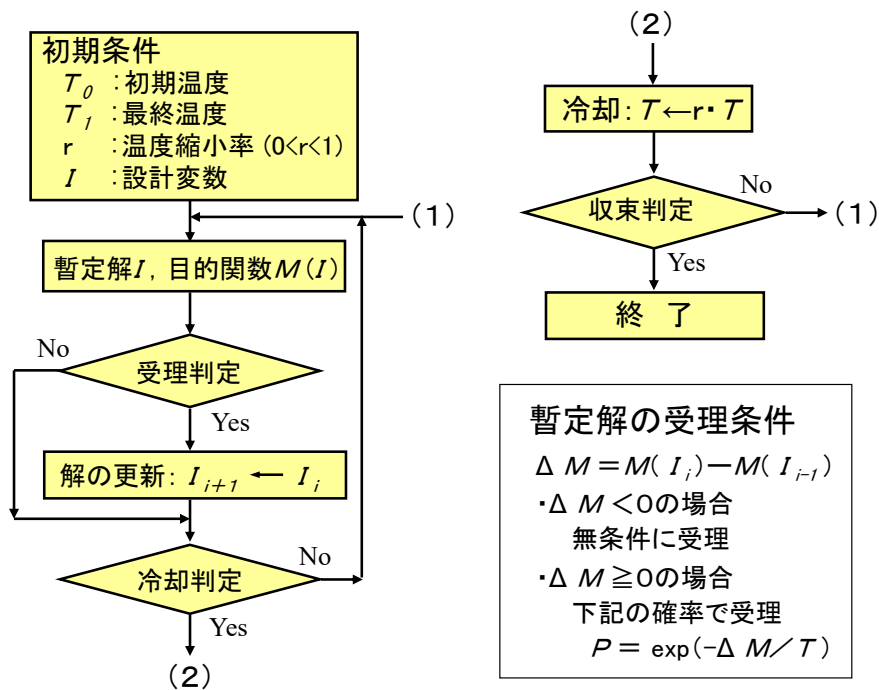


図 4-7 焼きなまし法(SA法)による最適化のフロー

4.4.2 ブレース数を制限した場合

一般に、部材本数が増加すると鉄骨構造の製作コストが増加する。対象構造である図 4-5 の鉄骨構造は、製作コストが増加しないようブレース数を 70 組に制限し、設計者がトライアル・アンド・エラーで決定したブレース配置が存在する。本最適化手法を適用することにより、更なる質量低減が可能かどうか調べるため、まず、ブレース数を従来構造と同じ 70 組以下に制限した最適化計算を実施した。地震層せん断力係数 C は 0.1G とし、ブレース配置の初期値は、図 4-5 に示したようにすべての位置に配置した構造とした。

図 4-8 に最適化計算における総質量と配置するブレース数の変化を示す。(1)は鉄骨構造の総質量、(2)は配置するブレースの総数である。(1)の鉄骨総質量は、設計者がトライアル・アンド・エラーで決定した地震層せん断力係数 0.1G における従来構造の質量を 1.0 とした相対値で示している。本研究では、焼きなまし法(SA法)で部材配置を決定するため、部材本数の制約を満足しない計算ステップも生じる。図 4-8(2)には、最適化計算の収束状況を分かりやすくするため、部材本数が 70 組以下となり、制約を

満足したステップのみの結果をプロットしている。したがって、図 4-8(2)にプロットしたすべての点は、制約条件であるブレース本数 70 組以下を満足し、全応力法で部材断面積を決定しているため、全部材共に許容応力を満足している解である。

図 4-8(1) において、最も質量が小さくなった解は 542 ステップで現れた解であり、総質量は従来構造の 0.94 となり、6%の質量低減効果が得られた。この解は厳密な意味での最適解ではないが、従来構造よりも軽量の構造であり実用上の意味は大きい。文献[51]と同様に、本論文でも実用最適解(Practically optimal layout)と呼ぶことにする。

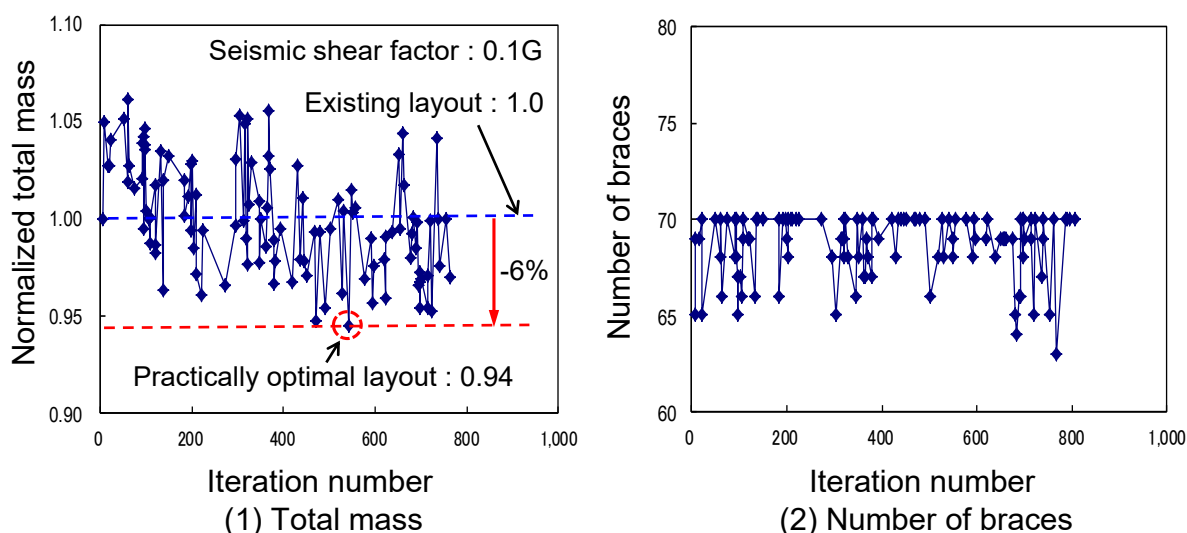


図4-8 最適化計算における総質量及び総ブレース数の変化 ($C=0.1G$, $N_{max} \leq 70$)

図 4-9 に最適化前後の A 面のブレース配置を示す。従来構造のブレース配置は設計者が経験に基づきトライアル・アンド・エラーにより決定した総質量を小さくできる経済的な配置である。一方、右側のブレース配置は図 4-8 に示した実用最適解の配置である。実用最適解のブレース配置は、従来構造のブレース配置と大きく異なっており、鉄骨構造の側面及び基礎側に多くのブレースが配置されているという特徴がある。本解析例から分かるように、本最適化手法により骨組み構造の総質量を低減できるブレース配置を求めることができる。

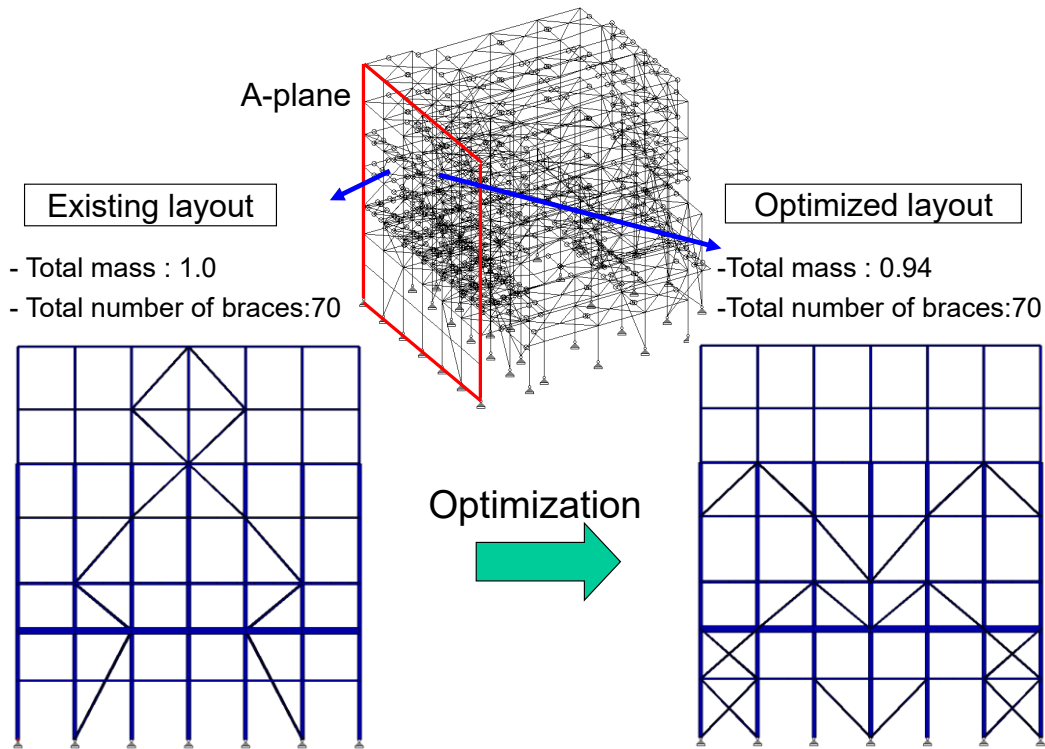


図 4-9 最適化計算で得られたブレース配置の例 ($C=0.1G$, $N_{max} \leq 70$)

4.4.3 ブレース数を制限しない場合

ブレース数を制限しない場合には、部材本数が増加し建設コストが増加するが、鉄骨総質量を更に低減できる可能性がある。そこで、次に図 4-5 に示した鉄骨モデルを用いて、ブレース数を制限しない最適化計算を試みた。計算条件は前項のブレース数を制限した場合と同様である。

ブレース配置の最適化計算における鉄骨総質量と配置するブレース数の変化を図 4-10 に示す。縦軸の鉄骨質量は、図 4-8 と同様に、設計者が決定した従来構造の質量を 1.0 として無次元化している。計算開始当初、鉄骨総質量が一時的に増加しているが、これは局所解からの脱出が生じているためであり、焼きなまし法による探索挙動の特徴である。その後、総質量は計算ステップの増加に伴って徐々に低下している。計算は 500 ステップまで実施したが、完全に収束しなかったため計算を打ち切り、得られた解のうち 406 ステップで得られた総質量が最も小さい解を実用最適解と見なした。この解の鉄骨総質量は従来構造に対して 0.89 で質量低減効果は 11%であり、ブレース数を 70 組に制限した場合の 6%に比べて大きな効果が得られた。また、図 4-10 の右側

に示すように、ブレース数は最適化計算の過程で 120~150 組の間で変化し、実用最適解と見なした解では鉄骨全体で 123 組であった。

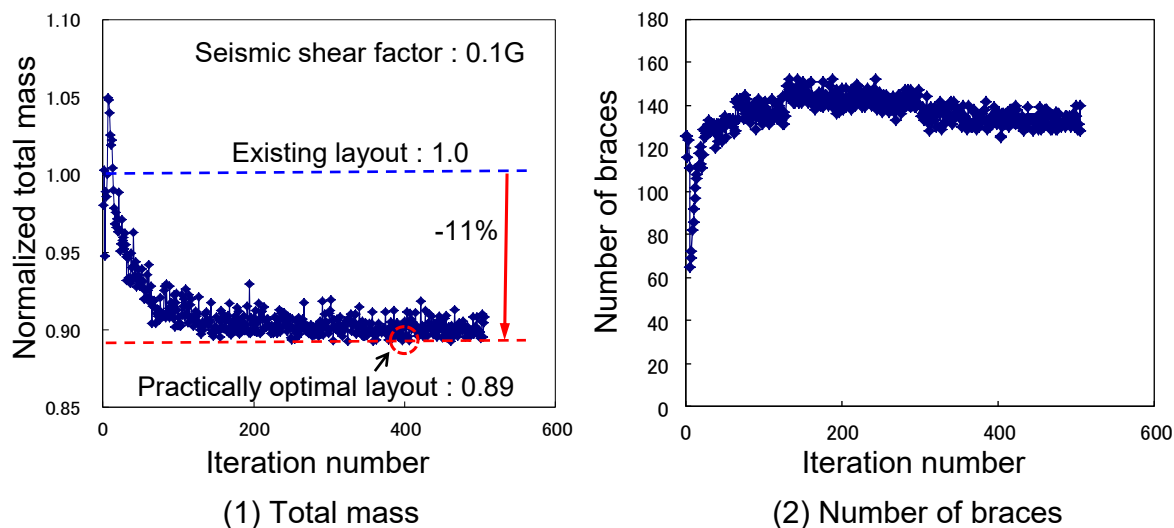


図 4-10 最適化計算における総質量及び総ブレース数の変化 ($C=0.1G$, N_{max} :制限なし)

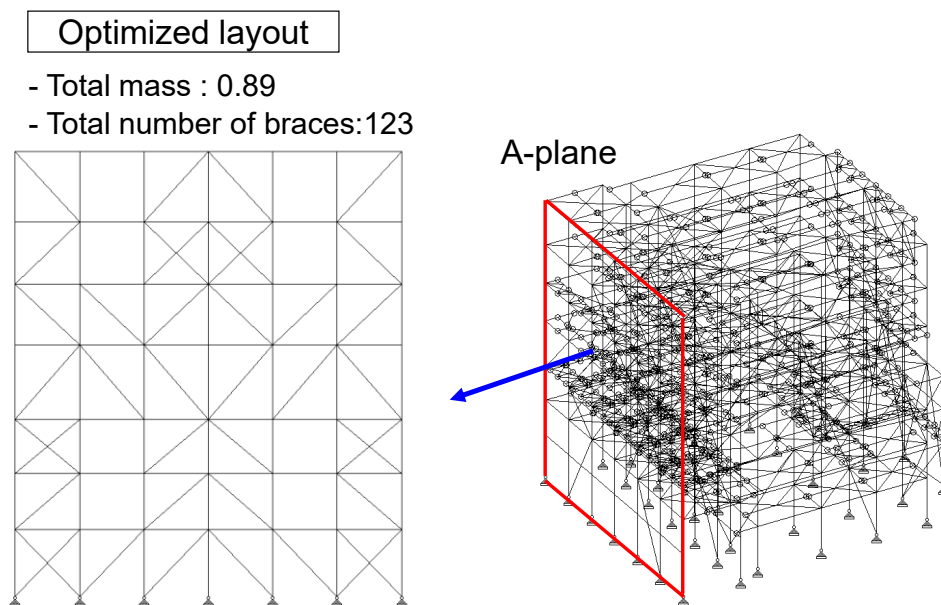


図 4-11 最適化計算で得られたブレース配置の例 ($C=0.1G$, N_{max} :制限なし)

図 4-11 にブレース数を制限せず地震係数を 0.1G とした場合のボイラ鉄骨構造の A 面におけるブレース配置を示す。A 面のブレース本数は、従来構造が 12 本であるのに対して、本実用最適解では 40 本と約 3 倍のブレースが配置されている。ブレースを多数入れると個々の部材の必要断面積が減少し、総質量が減少したものである。本図から分かるように、最適化計算で得られたブレース配置は、鉄骨構造の側面及び基礎側に多く配置される傾向が認められた。

4.4.4 地震層せん断力係数の影響

火力発電ボイラや建築物の設計においては、立地点毎に考慮が必要な地震の大きさが異なる。本論文で適用した骨組み構造の最適化手法が、地震の大きさに依らず有効であることを確認するため、図4-5に示した鉄骨構造に作用する地震層せん断力係数 C の大きさを0.2Gとした場合の最適化計算も実施した。

地震層せん断力係数を0.2G、ブレース数を70組に制限した場合のブレース配置最適化計算の結果を図4-12に示す。トライアル・アンド・エラーで決定する最適なブレース配置では、経験的には地震層せん断力係数の大きさに依らず同じとして扱うことから、本研究では、地震層せん断力係数0.2Gにおける従来構造のブレース配置は0.1Gの場合と同じとし、部材断面積を0.2G相当とした構造を従来構造とした。従来構造の総質量は、地震層せん断力係数0.1Gの場合の総質量を1.0とすると1.33である。本図においても、図4-8と同様にブレース数が70組以下となったステップの結果のみを示している。約800ステップの繰り返し計算から得られた実用最適配置の鉄骨総質量は1.23で約8%の質量低減効果が得られた。図4-13はブレース数を制限しない場合のブレース配置最適化結果である。実用最適解の鉄骨総質量は1.12となり約17%の質量低減効果が得られた。この解の配置されたブレース数は151組であった。

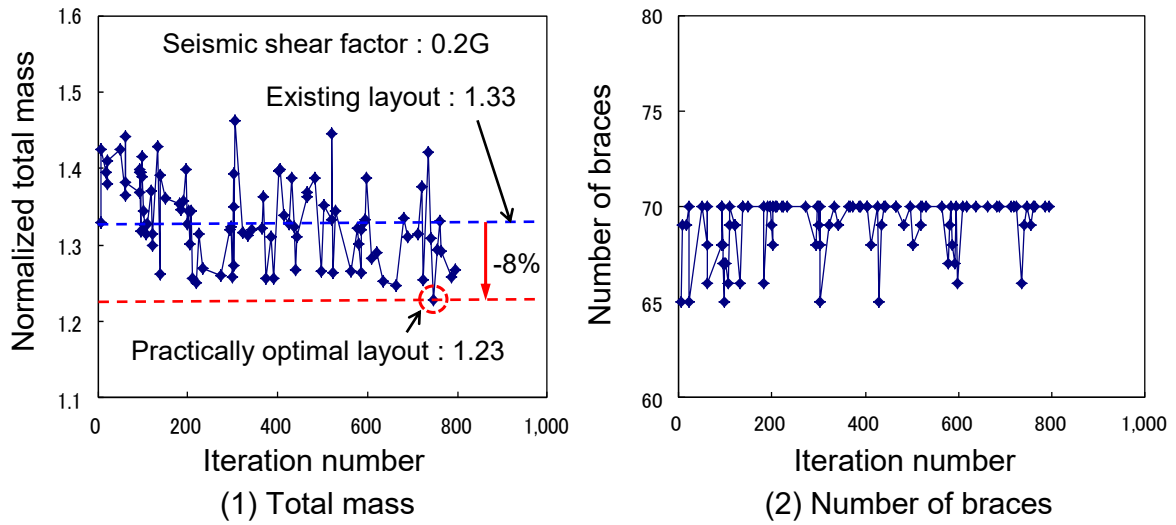


図 4-12 最適化計算における総質量及び総ブレース数の変化 ($C=0.2G$, $N_{max} \leq 70$)

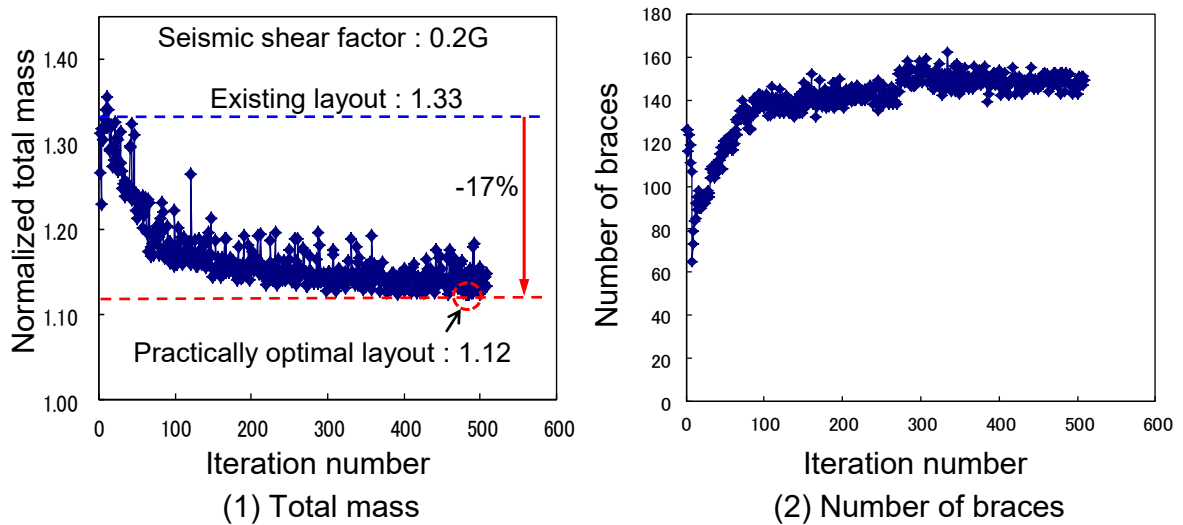


図 4-13 最適化計算における総質量及び総ブレース数の変化 ($C=0.2G$, N_{max} :制限なし)

4.4.5 質量低減効果についての考察

前述のように、本研究で適用した骨組み構造の配置最適化手法は、火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化問題などの大規模構造に適用することができ、骨組み構造の質量低減効果が得られることを示した。得られた最適化計算結果に基づいて、

最適化計算で得られたブレース配置，鉄骨構造の質量低減効果に及ぼす地震係数の影響，ブレース本数の影響について考察する。

(1) 最適化計算で得られたブレース配置

図 4-9 に示した地震層せん断力係数 0.1G，ブレース本数 70 組以下の場合の従来構造及び最適化計算によって得られた実用最適解の A 面のブレース配置について考察する。従来構造のブレース配置は，設計者がトライアル・アンド・エラーによって経験的に求めたブレース配置である。4.2 節で説明したように，火力発電ボイラは鉄骨構造に吊り下げ支持されているため，鉄骨最上部梁の中央部の荷重が大きい。設計者はこの荷重を連続的に基礎まで伝えられるよう考慮してブレースを配置しているため，図 4-9 左のようなブレース配置になっている。これに対して，図 4-9 右の実用最適解のブレース配置は，鉄骨構造の両側面や基礎に近い領域に多くのブレースが配置されている。これは，鉄骨構造の両側面や基礎に近い領域にブレースを配置することによって，地震水平力に対して効率良く鉄骨全体の剛性を増加でき，より軽量な構造となることを示唆しているものと考えられる。図 4-11 は地震層せん断力係数 0.1G，ブレース本数を制限しない場合における実用最適解の A 面のブレース配置である。図 4-9 のブレース本数を制限した場合と同様に，ブレースは両側面及び基礎に近い領域に多く配置されている。

(2) 地震係数の影響

図 4-14 は本研究で用いた最適化手法を図 4-5 に示した火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化に適用した場合に得られた質量低減効果(ブレース数を 70 組に制限)を，地震層せん断力係数毎に示したものである。図中には，本論文で詳細を示していない地震層せん断力係数 0.01G の結果も示している。従来構造は，図 4-9 に示した現行ブレース配置の構造の総質量であり，図 4-14 の縦軸は地震層せん断力係数 0.1G の従来構造の総質量を 1.0 とした相対値で示している。

本図から分かるように，適用した最適化手法を用いてブレース配置を最適化することにより，鉄骨の総質量を低減することが可能である。質量低減効果は，地震層せん断力係数 0.01, 0.1, 0.2G に対し，それぞれ 0.5, 6, 8%であり，地震層せん断力係数

が大きい程，質量低減効果が大きくなる。地震層せん断力係数が小さく，鉄骨構造に作用する水平力が小さい場合，鉄骨への作用荷重は鉛直力が主であるため，ブレース配置の総質量への影響は小さい。これに対して，地震層せん断力係数が大きくなり，鉄骨構造に鉛直力と水平力が作用する場合には，ブレース配置の鉄骨総質量への影響が大きくなるものと考えられる。

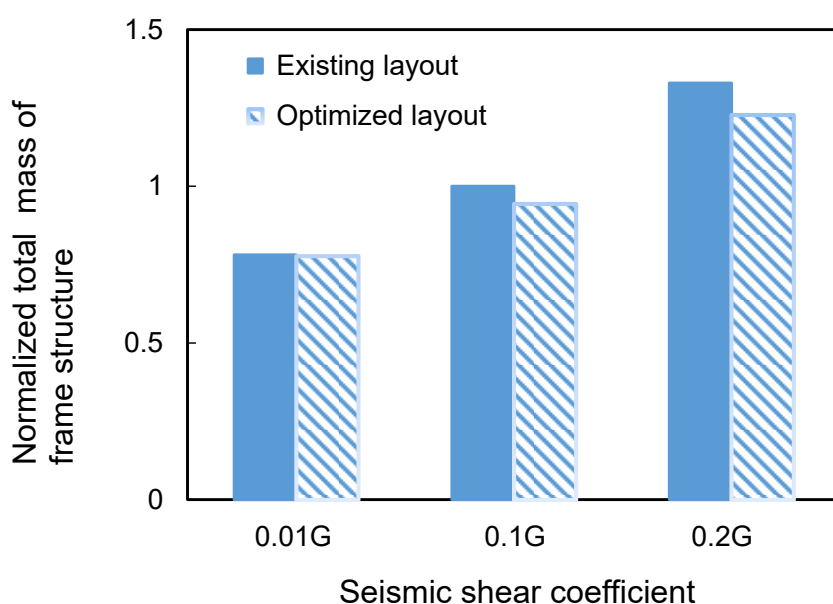


図4-14 地震層せん断力係数の鉄骨構造総質量の低減効果への影響 ($N_{max} \leq 70$)

(3) ブレース数の影響

本最適化手法を火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化に適用した場合の鉄骨総質量と配置するブレース数の関係を図 4-15 に示す。縦軸の鉄骨質量は，図 4-14 と同様に地震層せん断力係数 0.1G の現行構造の総質量を 1.0 としている。各地震層せん断力係数において，ブレース数を 70 組に制限した場合と制限を設けず最も軽量となるブレース数を最適化計算で決定した場合の 2 種類の結果を，シンボルを変えてプロットしている。

図 4-15 より，地震層せん断力係数が大きくなる程，最も軽量となるブレース数が大きくなる事が分かる。地震層せん断力係数が大きくなると，鉄骨に作用する水平力が大きくなるため，水平力を支持するためのブレースを多数設けることで，鉄骨全体の総質量が軽量となるものと理解することができる。

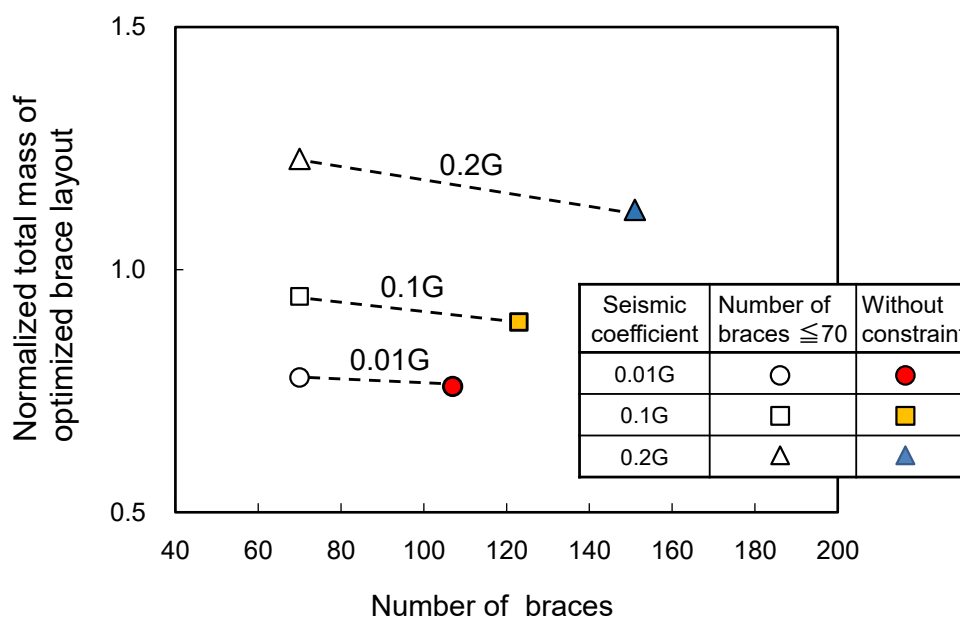


図4-15 鉄骨構造の質量低減効果に及ぼすブレース数の影響

4.5 結 言

従来の骨組み構造の配置最適化手法に関する研究は，設計変数が数十程度の小規模な問題に対して有効性が示されているが，設計変数が数百にもなる大規模な骨組み構造への適用性についての研究は見当たらない。本研究では，探索的手法で部材配置を，全応力法で断面積を決定する部材配置と断面積の同時最適化手法を，総質量が数千 ton となる火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化問題に適用し，その有効性を検証した。

- (1) 部材配置及び断面積の同時最適化手法を火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化問題に適用した結果，設計変数が約 250 の大規模問題においても，数百ス

トップ程度の繰り返し計算で実用最適解を得ることができ、本手法が大規模骨組み構造の配置最適化問題に適用できることを検証した。

- (2) 部材配置の最適化を行うと部材本数が増加する傾向があるが、本数が増加すると製作コストが増加するため、部材本数は少ない方がコスト的に有利である。本研究では、配置する部材本数を制限する機能を新たに追加し、部材本数を制限した最適化計算も実施した。その結果、部材本数の制限の有無に関わらず、両者の実用最適解を得ることができた。
- (3) 得られた最適ブレース配置による鉄骨全体の質量低減効果は、地震層せん断力係数が大きい程、配置するブレース数を増加する程大きく、最大で約 17%の質量低減効果が得られ、本手法が骨組み構造の質量低減に有効であることが確認できた。
- (4) 最適化計算によって得られた実用最適解のブレース配置は、鉄骨構造の側面側及び基礎側に配置される傾向が認められた。このように配置することによって、地震水平力に対して、鉄骨構造の剛性を効率的に増加できるためと考えられる。

第5章 今後の研究課題

本論文では、火力発電ボイラの高クロム鋼溶接部のクリープ破壊や大地震による損傷を未然に防止し、電力の安定供給に貢献することを目的として、高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープ損傷予測手法を開発すると共に、ボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的な最適設計手法を確立した。今後の研究課題として、以下が考えられる。

5.1 高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の予測手法

(1) 実機配管による検証例の蓄積

第2章及び第3章で示したように、本論文で提案した高クロム鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の簡易予測手法は、実機火力発電ボイラで約80,000h運転したエルボー配管や管状試験体を用いた内圧クリープ試験により、その精度を検証している。本手法を更に信頼性がある予測手法にするためには、実機配管での検証を蓄積していくことが重要である。

(2) 材料特性のばらつきを考慮した予測手法の確立

高クロム鋼の母材や溶接部のクリープ強度は、製造ロットによりばらつきが大きいこと(ヒート間差が大きいこと)が報告されている[56][57]。第2章及び第3章では、提案した簡易予測手法で用いるための9Cr鋼及び12Cr鋼のボイド個数密度の増加速度と多軸応力パラメータの関係を示しているが、これらの関係についても、材料の製造ロットによるばらつき(ヒート間差)があることが考えられる。そのため、本論文で提案したクリープボイド個数密度の予測手法においても、クリープ強度のばらつきを考慮できるように、クリープ強度に差異があるいくつかの材料について、ボイド個数密度の増加速度データを取得していく必要がある。

5.2 鉄骨構造の配置最適化手法

(1) 建設コスト評価の精度向上

一般に、鉄骨部材の本数が増加すると、骨組み構造は軽量となるが建設費が増加することが知られている。そのため、第4章で示したボイラ鉄骨構造のブレース配置最適

化計算においては、ブレースの本数と建設費が比例関係にあるものと仮定し、建設費の増加を制限するため、近似的にブレースの本数を制限した。建設費をより正確に計算できる機能を追加することにより、より経済的なボイラ鉄骨の配置最適化手法を確立することが可能である。

(2) 鉄骨の柱間隔等その他構造パラメータの最適化

第4章で示したボイラ鉄骨構造の配置最適化計算では、耐震性向上及び鉄骨構造の耐震性向上及び軽量化に効果が大きいと考えられるブレース配置を設計変数とした。しかし、柱の配置間隔や梁の配置についても、鉄骨構造の耐震性向上や経済性に影響することが考えられ、これらも考慮した鉄骨構造の配置最適化を行うことにより、耐震性上や経済性の向上を期待できる。

第6章 結 論

エネルギー資源に乏しい我が国では、地球環境に配慮し、経済的かつ長期的に安定した電力供給を実現することは極めて重要な課題である。発電方式には、水力、火力、原子力や太陽光など多様な方式があるが、本論文が対象としている火力発電プラントは、現在はもちろん将来にわたっても我が国及び世界の重要な電力供給源である。そのため、火力発電プラントが経済的かつ安定に発電を継続するための研究開発を行うことが必要である。

本論文では、火力発電プラントの信頼性向上及び電力の安定供給につながり、近年、解決が望まれている構造評価に関する研究課題である、高クロム鋼溶接熱影響部細粒域の破壊を未然に防止するためのクリープ損傷予測手法の開発、ボイラ鉄骨の耐震性向上のための経済的な鉄骨最適設計手法を確立、について研究を実施した。各章において、得られた結果は以下の通りである。

第1章の緒論では、我が国及び世界において、火力発電プラントは現在及び将来にわたって主要な電力供給源であること、火力発電プラントが安定に発電を継続できるための構造評価における課題として、高クロム鋼溶接熱影響部細粒域の破壊を未然に防止するためのクリープ損傷予測手法の開発、耐震性向上のための経済的な鉄骨最適設計手法の確立、が重要であることを述べた。

第2章では、9Cr 鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布を予測するための新しい簡易予測手法を提案した。予測手法を開発するため、長手溶接のある管状試験体の内圧クリープ試験及びFEM応力解析を実施した。提案手法を検証するため、提案手法を拡散シミュレーションによる結果と比較すると共に、実機プラントで長時間使用されたエルボー配管に適用した。得られた結果の概要は以下の通りである。

- (1) 内圧クリープ試験により求めたクリープボイド個数密度の平均増加速度は、最大主応力と応力多軸度係数を組み合わせた多軸応力場の強さを表すパラメータと良い相関がある。
- (2) クリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力場の強さを表すパラメータの

相関関係に基づいて、溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の簡易予測手法を提案した。本手法は市販の FEM プログラムを用いてクリープボイド分布を予測することができ、専用プログラムの開発や複雑なパラメータの設定が不要である。

- (3) 提案手法の検証のため、拡散シミュレーションによりクリープボイド分布が求められているエルボー長手溶接部に提案手法を適用した。提案手法により予測したクリープボイドの増加挙動は、ボイド個数密度が小さい領域では拡散シミュレーションの結果と良く一致した。また、両者の最大ボイド個数密度に到達する時間の差異は約 30%であった。
- (4) 提案手法の妥当性検証のため、提案手法を実機火力発電プラントで約 80,000h 使用されたエルボー配管の長手溶接部に適用した。提案手法で予測したボイド個数密度の最大値及びその発生位置は、実測結果と良く一致した。
- (5) 以上の結果より、提案手法により、実機火力発電プラントの溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布を実用上十分な精度で予測できるものと考えられる。

第 3 章では、前章で提案したクリープボイド個数密度分布の簡易予測手法を 12Cr 鋼へ応用するため、長手溶接がある 12Cr 鋼製管状試験体の内圧クリープ試験を実施し、12Cr 鋼のクリープボイド個数密度の平均増加速度を調べると共に、提案手法を内圧クリープ試験体に適用し、提案手法の予測精度について検討した。得られた結果の概要は以下の通りである。

- (1) 内圧クリープ試験により求めた 12Cr 鋼熱影響部細粒域のクリープボイド個数密度の平均増加速度は、9Cr 鋼と同様に、最大主応力と応力多軸度係数を組み合わせた多軸応力場の強さを表すパラメータと良い相関が認められた。
- (2) 12Cr 鋼について求めたクリープボイド個数密度の平均増加速度と多軸応力場の強さを表すパラメータの関係を用いて、提案手法を 12Cr 鋼の内圧クリープ試験体に適用した。その結果、提案手法で予測したクリープボイド個数密度変化と実測値は良く一致した。
- (3) 以上の結果より、提案手法を 12Cr 鋼溶接熱影響部細粒域のクリープボイド分布の予測に適用可能と考えられる。

第4章では、ボイラ鉄骨構造の経済的な最適設計手法を確立した。従来の骨組み構造の配置最適化手法に関する研究は、設計変数が数十程度の小規模な問題に対して有効性が示されているが、設計変数が数百にもなる大規模な骨組み構造への適用性についての研究は見当たらない。本研究では、探索的手法で部材配置を、全応力法で断面積を決定する部材配置と断面積の同時最適化手法を、総質量が数千 ton となる火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化問題に適用し、その有効性を検証した。

- (1) 部材配置及び断面積の同時最適化手法を火力発電ボイラ鉄骨構造のブレース配置最適化問題に適用した結果、設計変数が約 250 の大規模問題においても、数百ステップ程度の返し計算で実用最適解を得ることができ、本手法が大規模骨組み構造の配置最適化問題に適用できることを検証した。
- (2) 部材配置の最適化を行うと部材本数が増加する傾向があるが、本数が増加すると製作コストが増加するため、部材本数は少ない方がコスト的に有利である。本研究では、配置する部材本数を制限する機能を新たに追加し、部材本数を制限した最適化計算も実施した。その結果、部材本数の制限の有無に関わらず、両者の実用最適解を得ることができた。
- (3) 得られた最適ブレース配置による鉄骨全体の質量低減効果は、地震層せん断力係数が大きい程、配置するブレース数を増加する程大きく、最大で約 17%の質量低減効果が得られ、本手法が骨組み構造の質量低減に有効であることが確認できた。
- (4) 最適化計算によって得られた実用最適解のブレース配置は、鉄骨構造の側面側及び基礎側に配置される傾向が認められた。このように配置することによって、地震水平力に対して、鉄骨構造の剛性を効率的に増加できるためと考えられる。

以上のように、本論文では、高クロム鋼溶接熱影響部細粒域の破壊を未然に防止するためのクリープボイド分布の簡易予測手法を開発すると共に、ボイラ鉄骨の耐震性と経済性を両立できる最適設計手法を確立した。本結果を石炭焚き火力発電ボイラに適用することにより、石炭焚き火力発電ボイラの信頼性向上及び電力の安定供給に貢献することができる。

参考文献

- [1] 三菱日立パワーシステムズ(株), 汽力発電プラント パンフレット, (2019).
- [2] 電力中央研究所, 電力の安定供給を担う火力発電設備の保守管理技術, 電中研トピックス, Vol.15, pp.3, (2013-5).
- [3] 資源エネルギー庁, 平成29年度エネルギーに関する年次報告 (エネルギー白書 2018) , <<http://www.enecho.meti.go.jp/about/whitepaper/>>, (2018-6).
- [4] International Energy Agency, World Energy Outlook 2017, 16 November 2017.
- [5] BP p.l.c., BP Energy Outlook 2017 Edition.
- [6] U.S. Energy Information Administration, International Energy Outlook 2016, May 2016.
- [7] 日本エネルギー経済研究所, IEEJ アウトルック 2018, (2017-10).
- [8] 舟橋, 2030年に向けた火力発電技術の今後の動向, 電気設備学会誌, Vol.30, No.6, (2016-6).
- [9] 菊原, 火力原子力発電技術協会 大学講座 発表資料, 火力発電用ボイラの基本的構造と材料, (2018).
- [10] 日本電気協会, 火力発電所の耐震設計規程 JEAC 3605-2014 (2014).
- [11] 釜口, 酒井, 國領, 齊藤, 須藤, 山下, 三菱日立パワーシステムズ(株)のボイラ事業及びボイラ技術動向, 三菱重工技報 Vol.52 No.2, pp52-60, (2015).
- [12] 木村, 佐藤, Bergins, C., 今野, 齊藤, 大容量石炭焚き火力発電設備の高効率化に向けた技術開発, 日立評論, Vol.93, No.08 530-531, (2011).

- [13] Masuyama, F., History of Power Plants and Progress in Heat Resistant Steels, ISI International, Vol. 41 (2001), No. 6, pp. 612–625.
- [14] Siefert, J.A. and Parker, J.D., Evaluation of the creep cavitation behavior in grade 91 steels, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.138, pp.31-44, (2016).
- [15] 日本鉄鋼協会, 高クロム鋼ワーキンググループ報告書, pp.III-13~III-15, (2014).
- [16] 中井, 福田, 吉田, 高Crフェライト系鋼の許容引張応力の見直し改訂の技術的背景, 発電設備技術検査協会 溶接・非破壊検査技術センター 技術レビュー, vol.3, pp.43-49 (2007).
- [17] Viswanathan. R., Life Management of High-Temperature Piping and Turbing Fossil Power Plants, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.122, pp.305 (2000).
- [18] Chan, W., McQueen, R. L., Prince, J., and Sidey, D., Metallurgical Experiences with High Temperature Piping in Ontario Hydro, ASME PVP Vol.21, (1991).
- [19] Schmidt, K., Roos, E., Materials for Boiler Components of 700°C-Plant, 36th MPA-Seminar, (2010-10).
- [20] 東京電力ホールディングス, 数表でみる東京電力 電力供給設備 火力発電所, <<http://www.tepco.co.jp/corporateinfo/illustrated/electricity-supply/thermal-j.html>>, (参照日 2019年5月30日).
- [21] 発電設備技術検査協会, 電力施設地震対策調査に関する調査報告書, [発電設備耐震信頼性実証試験] (ボイラー及び付属設備の耐震実証試験に関するもの), pp.29, (1997).
- [22] 湯山, 梶谷, 2011年東日本大震災のデータに基づく火力発電所の被害・復旧関数の推計, 土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol70, No.4, I_664-I_677, (2014).

- [23] Kusumi, N., Nagafuchi, N., Murakami, E., Ichinose, N. and Imamura, M., Smart design system for Coal-fired boiler buildings in thermal power plants, IMECE2008-68585, Proceedings of ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition (2008).
- [24] 西田秀高, 山口 寛, 野中 勇, 武正文夫, “ボイラ溶接部のクリープボイド発生・成長挙動に基づく余寿命評価の高精度化” 日本機械学会論文集 (A編), 66巻, 649号, pp.1657-1665, (2000).
- [25] 坂口安英, 田村広治, 小山輝夫, 佐藤 恭, 十河 宏, “ボイラ材料の非破壊的余寿命診断技術の開発” 火力原子力発電, Vol.39, No.6, pp.653-664(1988).
- [26] T. Mitsueda, K. Fujii, S. Ohnuki, Comparison of Damage Appearances among Low Alloy Steel Pipes, Eighth International Conference on Creep and Fatigue at Elevated Temperatures (2007).
- [27] Okamura, H., Ohtani, R., Saito, K., Kimura, K., Ishii, R., Fujiyama, K., Hongo, S., and Iseki, T., Uchida, H., Basic investigation for life assessment technology of modified 9Cr-1Mo steel, Nuclear Engineering and Design 193 (1999) pp.243-254.
- [28] Tada, N. and Ohtani, R., Prediction of inner cracking behavior in heat-resistant steel under creep-fatigue condition by means of three-dimensional numerical simulation, IUTAM Symposium on Creep in Structures, Kluwer Academic Publishers, Vol.86, (2001), pp.75-84.
- [29] Kawashima, F., Igari, T., Tokiyoshi T., Shiibashi A., and Tada, N., Micro-macro combined simulation of the damage progress in low-alloy steel welds subjected to Type IV creep failure, JSME International Journal Series A, Vol.47, No.3, (2004), pp.410-418.

- [30] Igari, T., Kawashima, F., Tokiyoshi T., and Tada, N., Micro-macro damage simulation of low-alloy steel welds subject to type IV creep failure, *Acta Metallurgica Sinica*, Vol.17, No.4 (2004), pp.393-399.
- [31] Maile, K., Klenk, A., Bauer, M., and Roos, E., Consideration of weld behavior in design of high temperature components, *Advances in Materials Technology for Fossil Power Plants*, Proceedings of the 5th International Conference EPRI (2008), pp.59-81.
- [32] Ogata, T., Cavity growth simulation in 2.25Cr-1Mo steel under creep-fatigue loading, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol.130, No.3 (2008), 031404.
- [33] Ogata, T., Sakai, T. and Yaguchi, M., Damage evolution and life prediction of a P91 longitudinal welded tube under internal pressure creep, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol.132, No.5, (2010), 051204.
- [34] Ogata, T., Sakai, T., and Yaguchi, M., Damage assessment method of P91 steel welded tube under internal pressure creep based on void growth simulation, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.87, No.11, (2010), pp.611-616.
- [35] Yaguchi, M., Ogata, T., and Sakai, T., Creep strength of high chromium steels welded parts under multiaxial stress conditions, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.87, No.6, (2010), pp.357-364.
- [36] Ogata, T., Sakai, T., Yaguchi, M., and Hoshino K., Creep Damage Assessment Procedure for Weldment Parts of P91 boiler piping in USC plants: Part II validation of a creep damage assessment method based on void growth simulation, *Proceedings of Pressure Vessels and Piping Conference*, 2011, PVP2011-57333, pp.513-519.

- [37] Murakami, E., Hashimoto M., and Kikuhara S., Prediction of creep void growth in heat-affected zone of high chromium steel weldments considering multiaxial stress state, ASME 2012 Pressure Vessels and Piping Conference, Paper No. PVP2012-78693, pp.387-393, DOI: 10.1115/ PVP2012-78693.
- [38] Murakami, E., Hashimoto M., and Kikuhara S., Simplified prediction of creep void density in heat-affected zone of grade 122 steel considering multiaxial stress state, ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, Paper No. PVP2013-97902, pp.V06AT06A040, DOI: 10.1115/ PVP2013-97902.
- [39] Yao, H.T., Xuan, F.Z., Wang, Z. and Tu, S.T., A review of creep analysis and design under multi-axial stress states, Nuclear Engineering and Design, Vol.237, No.18, (2007), pp.1969-1986.
- [40] Hales, R., The role of cavity growth mechanisms in determining creep-rupture under multiaxial stresses, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.17, No.5 (1994), pp.579-591.
- [41] Rice, J.R., Constraints on the diffusive cavitation of isolated grain boundary facets in creeping polycrystals, Acta Metallurgica, Vol.29, No.4, (1981), pp.675-681.
- [42] Abaqus Analysis User's Manual, Version 6.9, Dassault Systemes Simulia Corporation.
- [43] Yaguchi, M., Matsumura, T., Hoshino, K., Evaluation of Long-Term Creep Strength of Welded Joints of ASME Grades 91, 92 and 122 Type Steels, ASME 2012 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2012- 78393, (2012).
- [44] 日本機械学会編, 構造・材料の最適設計, 技報堂出版 (1989).
- [45] 日本機械学会編, 計算力学ハンドブック I 有限要素法 構造編 (1998).

- [46] Prager, W., Nearly optimal design of trusses, *Computers & Structures*, Vol.8 (1978), pp.451-454.
- [47] Kost, B., Evolution strategies in structural topology optimization of trusses, *Computing in Civil and Building Engineering*, Vol.1 (1995), pp.675-681.
- [48] Murotsu, Y., On the shape optimization of truss structure based on reliability concept, *Structure Optimization* (1988), pp.193-200.
- [49] Soh, C. K. and Yang, J., Optimal layout of bridge trusses by genetic algorithms, *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, Vol.13, No.4 (1998), pp. 247-254.
- [50] Maier, G., *Optimum structural design*, Chap.12, John Wiley & Sons (1973).
- [51] 坂本二郎, 尾田十八, 遺伝的アルゴリズムを利用した最適トラス形態決定法, 日本機械学会論文集A編, Vol.59, No.562 (1993), pp.1568-1573.
- [52] 朝山正輝, 長谷川浩志, 川面恵司, GAを利用した応力制約下におけるトラス構造の寸法最適化に関する一数值実験(主として全応力設計とGAを組合せたハイブリット法の検討), 日本機械学会論文集A編, Vol.62, No.597 (1996), pp.1234-1241.
- [53] 朝山正輝, 安納達弥, 川面恵司, 遺伝的アルゴリズムと全応力設計を用いたトラス構造物の構造形態決定, シミュレーション, Vol.17, No.2 (1998), pp.153-164.
- [54] 坂本 博夫, 高田 志郎, 伊藤 順子, 宮崎 政行, 土方 明躬, 遺伝的アルゴリズムによる構造最適化の実用化手法に関する検討(ハイブリッドGAの提案とCRTバルブの板厚最適化問題への適用), 日本機械学会論文集 A編, 66-646(2000), pp.1083-1090.
- [55] 田村拓也, 大崎純, 高木次郎, 鋼構造骨組みのブレース配置の組合せ最適化, 日本機械学会第12回最適化シンポジウム, No.2208 (2016).

- [56] Kimura, K. and Yaguchi, M., Re-evaluation of long-term creep strength of base metal of asme grade 91 type steel, Proceedings of the ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference, Paper No. PVP2016-63355, (2016).
- [57] Yaguchi, M. and Kimura, K., Re-evaluation of long-term creep strength of weld joint of asme grade 91 type steel, Proceedings of the ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference, Paper No. PVP2016- 63316, (2016).

本論文に関連した発表論文

学術論文

- (1) 村上 英治, 橋本 昌光, 菊原 誠治, 応力解析による高クロム鋼溶接熱影響部の損傷予測手法の開発, 火力原子力発電論文集, 10 巻 pp.66-72 (2014), DOI: 10.14942/tenpes.10.66.
- (2) 村上 英治, 河村 幸太郎, 関口 泰久, 澤 俊行, 部材の断面積を考慮した配置最適化手法の大規模骨組み構造への適用, 日本機械学会論文集, 85 巻, 873 号, pp.18-00403 (2019), DOI: 10.1299/transjsme.18-00403.

国際会議論文

- (1) Murakami, E., Hashimoto M. and Kikuhara S., Prediction of creep void growth in heat-affected zone of high chromium steel weldments considering multiaxial stress state, ASME 2012 Pressure Vessels and Piping Conference, Paper No. PVP2012-78693, pp.387-393, DOI: 10.1115/PVP2012-78693.
- (2) Murakami, E., Hashimoto M. and Kikuhara S., Simplified prediction of creep void density in heat-affected zone of grade 122 steel considering multiaxial stress state, ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, Paper No. PVP2013-97902, pp.V06AT06A040, DOI: 10.1115/PVP2013-97902.

謝 辞

本論文をまとめるにあたり，広島大学大学院 工学研究科 関口泰久准教授（現 近畿大学工学部 機械工学科 教授）には，絶大なご指導，ご鞭撻を賜りました。本論文は，関口先生のご指導なくしては，完成させることができませんでした。心より感謝申し上げます。

広島大学大学院 工学研究科 澤 俊行教授（現 広島大学名誉教授）には，学位の取得を薦めて頂き，広島大学大学院への入学機会を頂くと共に，論文執筆の基本事項を教示頂きました。深く感謝致します。

広島大学大学院 工学研究科 江口 透准教授には，本論文審査の主査を務めて頂くと共に，貴重なご助言を頂きました。厚く御礼申し上げます。

広島大学大学院 工学研究科 菅田 淳教授，山本元道教授には，御多忙中にも係わらず，本論文を審査頂くと共に，有益なご意見を頂きました。深く感謝申し上げます。

筆者は，1983年(昭和58年)4月から1年間，東京大学生産技術研究所 第1部 結城研究室の研究生として，二軸応力下の腐食疲労き裂進展挙動の研究に従事する機会を得ました。その際，結城良治助教授には，研究に対する基本的な考え方をご教示頂きました。他界された結城先生に，改めて感謝の気持ちを表したいと思います。

また，バブコック日立(株)（現 三菱日立パワーシステムズ(株)）の呉研究所の先輩方には，研究の進め方など，多くの事をご指導頂きました。ここに，感謝の意を表します。

最後に，大学院への入学を快く了解してくれた妻や家族に感謝します。