



| | |
|--------------|---|
| Title | 軟化HAZを有するラインパイプ周溶接継手の溶接部強度設計と液状化耐震性評価に関する研究 |
| Author(s) | 小貫, 翔馬 |
| Citation | 大阪大学, 2025, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://doi.org/10.18910/101659 |
| rights | |
| Note | |

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の
溶接部強度設計と液状化耐震性評価に関する研究

小貫 翔馬

2025 年 1 月

大阪大学工学研究科
マテリアル生産科学専攻

目次

| | |
|---|----|
| 第1章 緒論..... | 1 |
| 1.1 エネルギー源としてのガス利用 | 1 |
| 1.2 高圧ガスパイプラインが有すべき安全性..... | 3 |
| 1.3 高圧ガスパイプラインの液状化耐震性評価 | 4 |
| 1.4 パイプライン周溶接部の HAZ 軟化が継手強度におよぼす影響..... | 5 |
| 1.5 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価に対する課題..... | 6 |
| 1.6 本論文の構成と目的..... | 7 |
| 参考文献..... | 10 |
| 第2章 ラインパイプ鋼の HAZ 軟化性状と軟化 HAZ 継手の強度..... | 13 |
| 2.1 緒言 | 13 |
| 2.2 ラインパイプ周溶接部の HAZ 軟化性状 | 13 |
| 2.2.1 実験方法 | 13 |
| 2.2.2 実験結果 | 16 |
| 2.3 軟化 HAZ 継手の引張破断試験..... | 18 |
| 2.3.1 実験方法 | 18 |
| 2.3.2 有限要素解析モデル | 18 |
| 2.3.3 引張破断試験の結果 | 20 |
| 2.4 軟化 HAZ 継手の強度に影響する因子の把握..... | 23 |
| 2.4.1 軟質継手の強度評価に関する既往知見 | 23 |
| 2.4.2 軟化 HAZ 継手の継手強度予測のための FEM 解析 | 25 |
| 2.4.3 HAZ 軟化特性が継手強度に及ぼす影響 | 26 |
| 2.4.4 試験片幅厚比が継手強度に及ぼす影響 | 26 |
| 2.4.5 溶接金属のオーバーマッチ度が継手強度に及ぼす影響 | 28 |
| 2.5 軟化 HAZ 継手の強度評価式の提案 | 30 |
| 2.5.1 軟化 HAZ 継手の強度評価式の計算手順 | 30 |
| 2.5.2 軟化 HAZ 継手の強度評価式の精度検証 | 30 |
| 2.6 結言 | 31 |
| 参考文献..... | 33 |

| | |
|---|----|
| 第3章 内圧の影響を考慮した軟化 HAZ 周溶接継手の強度・変形性能の評価式..... | 34 |
| 3.1 緒言 | 34 |
| 3.2 軟化 HAZ 広幅継手を対象とした強度評価式..... | 34 |
| 3.3 有限要素解析を用いた内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の引張強度評価 | 36 |
| 3.4 軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式に対する内圧の影響の補正 | 38 |
| 3.4.1 軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さに対する内圧の影響の把握..... | 38 |
| 3.4.2 内圧負荷時の鋼管材料の見かけの強度を考慮した補正 | 38 |
| 3.4.3 内圧負荷時の鋼管材料の管周・管厚方向の収縮比の影響を考慮した補正 | 41 |
| 3.5 内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の強度評価式の提案..... | 43 |
| 3.5.1 強度評価式の計算手順 | 43 |
| 3.5.2 FEM 解析による強度評価式の妥当性検証..... | 43 |
| 3.5.3 実管試験による強度評価式の妥当性検証 | 45 |
| 3.5.3.1 実管試験の方法..... | 45 |
| 3.5.3.2 実管試験の結果..... | 46 |
| 3.6 内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみ評価式の提案..... | 48 |
| 3.6.1 軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみ評価法..... | 48 |
| 3.6.2 内圧負荷時の鋼管材料の応力-ひずみ関係の計算手法 | 48 |
| 3.6.3 軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみの計算例 | 49 |
| 3.7 軟化 HAZ 周溶接継手の強度と許容ひずみに対する内圧の影響..... | 51 |
| 3.7.1 内圧が軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さに及ぼす影響..... | 51 |
| 3.7.2 内圧が軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみに及ぼす影響 | 51 |
| 3.8 結言 | 52 |
| 参考文献..... | 53 |
| 第4章 液状化側方流動により作用する管軸ひずみ評価式..... | 55 |
| 4.1 緒言 | 55 |
| 4.2 液状化側方流動を受ける埋設管の近似変形解析モデル | 56 |
| 4.2.1 管と地盤の相互作用特性および管材料特性..... | 56 |
| 4.2.2 作用外力のモデル化と埋設管の変形挙動 | 57 |
| 4.3 液状化側方流動を受ける埋設管の変形解析 | 59 |
| 4.3.1 Step 1. 地盤境界部でのパイプラインの管軸直角方向変位..... | 59 |

| | |
|---|----|
| 4.3.2 Step 2. 管の曲げ変形の解析 | 59 |
| 4.3.3 Step 3. 軸力の解析..... | 63 |
| 4.3.4 Step 4. 曲げと軸力を考慮した管変形解析 | 64 |
| 4.3.5 Step 5. 管断面での応力・ひずみ分布を考慮した管軸ひずみ解析 | 66 |
| 4.4 液状化側方流動を受ける埋設管の管軸ひずみ評価式の提案..... | 67 |
| 4.4.1 管軸ひずみ評価式の計算手順..... | 67 |
| 4.4.2 FEM 解析による管軸ひずみ評価式の妥当性検証..... | 68 |
| 4.4.2.1 解析条件..... | 68 |
| 4.4.2.2 計算結果と FEM 解析結果の比較..... | 70 |
| 4.5 種々の管諸元に対する液状化側方流動による管軸ひずみの評価 | 73 |
| 4.6 結言 | 77 |
| 参考文献..... | 78 |
| Appendix 管軸方向の液状化側方流動を対象とした管軸ひずみ評価式 | 80 |
| 第 5 章 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価 | 82 |
| 5.1 緒言 | 82 |
| 5.2 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価式の提案..... | 82 |
| 5.3 液状化耐震性を保証する溶接部特性の評価 | 85 |
| 5.3.1 評価方法および評価対象 | 85 |
| 5.3.2 評価結果 | 85 |
| 5.3.3 液状化耐震性評価のスクリーニング基準 | 89 |
| 5.4 結言 | 90 |
| 参考文献..... | 91 |
| 第 6 章 結論..... | 92 |
| 謝辞..... | 95 |
| 本論文に関する査読付き発表論文 | 96 |
| 本論文に関する学会発表..... | 97 |

第1章 緒論

1.1 エネルギー源としてのガス利用

天然ガスは、メタンを主成分とした、エタンやプロパンなどを含む化石燃料の一つである。エネルギー源としての天然ガスの特徴は主に次の二つがあげられる。一つは、エネルギーとして比較的クリーンな点である。天然ガスは石炭や石油と比べて燃焼時の二酸化炭素、窒素酸化物、硫黄酸化物の発生量が少ない^[1]ため、地球温暖化抑制に寄与できる (Fig. 1.1)。もう一つは、地政学リスクが低い点である。日本が輸入する石油の大部分は中東に集中しているため、中東の情勢により供給が滞ってしまうリスクが懸念されている。これに対して、天然ガスは供給地域が多角化されており^[1]、中東に頼らない供給が可能となっている (Fig. 1.2)。日本国内でも、新潟県、千葉県、北海道などで国内消費量の 2%を占める天然ガスが生産されている。以上のような特徴から、天然ガスは国内の一次エネルギー供給源の中でも重要なエネルギー源となっている^[2] (Fig. 1.3)。

近年では脱炭素化の動きが加速しており、世界的な目標として「2050 年カーボンニュートラル」が掲げられており、化石燃料由来の天然ガスも脱炭素化の対象となっている。その

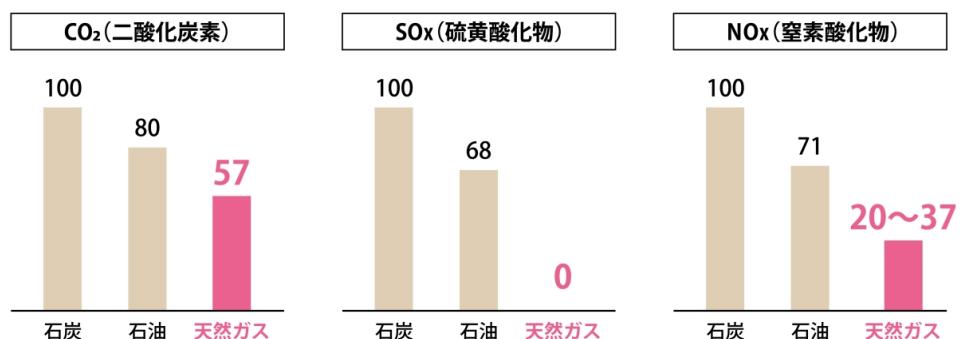


Fig. 1.1 Comparison of the amount of substances generated by environmental pollution^[1]

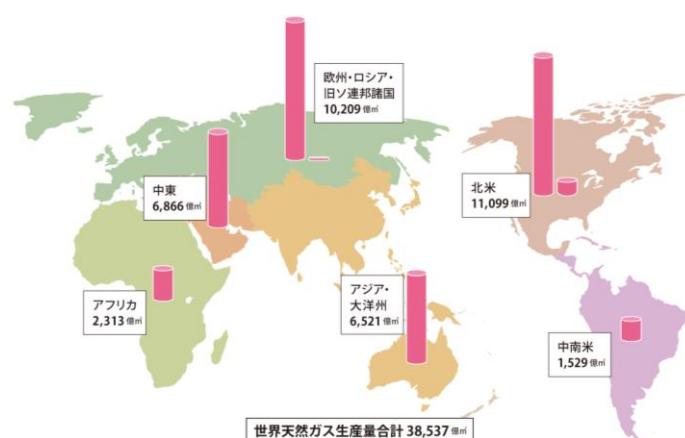


Fig. 1.2 Global natural gas production^[1]

ため、ガス業界においても一般社団法人日本ガス協会が中心となり、メタネーションによる合成メタンの導入が検討されている。メタネーションとは、水素と二酸化炭素を反応させ、天然ガスの主な成分であるメタンを合成する技術である。水素を再生可能エネルギー由来の電力による水の電気分解から製造し、また、二酸化炭素を工場や発電所から回収して合成すれば、カーボンニュートラルなメタンが製造できる^[3] (Fig. 1.4)。加えて、メタネーションにより合成されたメタンは、都市ガス導管等の既存インフラ・設備を有効活用できるため、社会全体のインフラ投資コストの抑制が可能である。このように、合成メタンは効率的な脱炭素化手段として大きなポテンシャルがある。日本ガス協会では、ガスのカーボンニュートラル化の実現に向けた姿として、2050 年にガス全体の 90%を合成メタンに置き換えること^[3]を目指している。

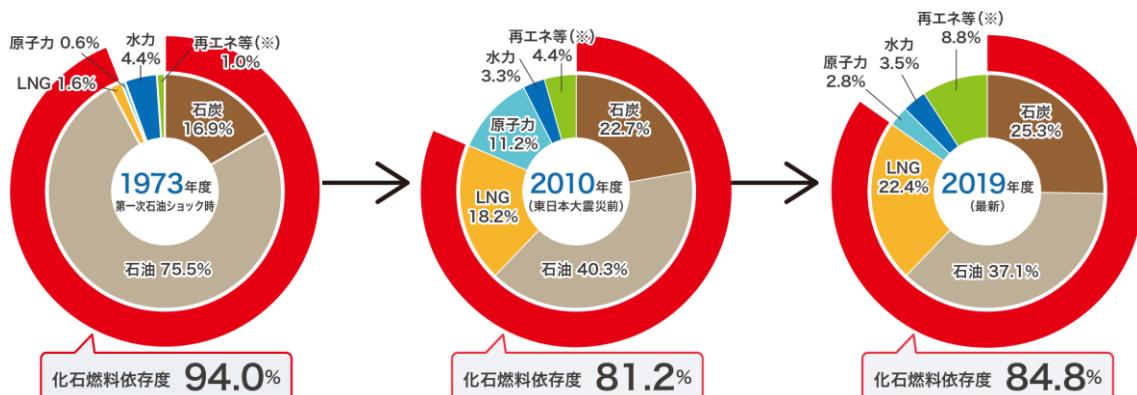


Fig. 1.3 Primary energy supply ratio in Japan^[2]

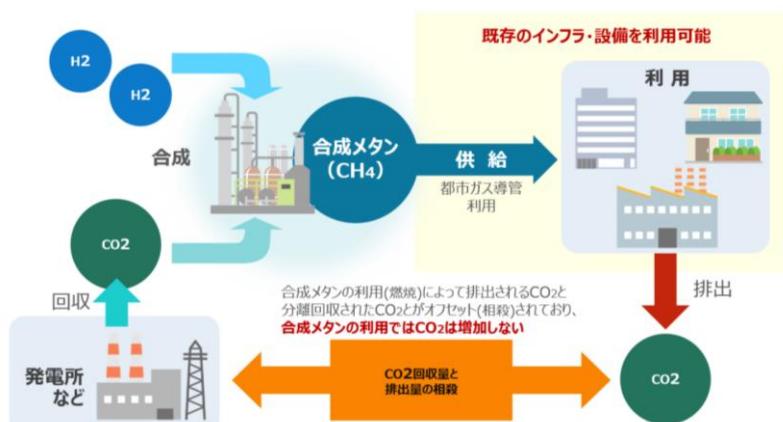


Fig. 1.4 How to produce carbon-neutral synthetic methane^[3]

1.2 高圧ガスパイプラインが有すべき安全性

ガスを長距離に渡って効率的に輸送する手段として、パイプラインを用いた輸送が挙げられる。日本では、海外から天然ガスを LNG として輸入しているため、LNG 基地は需要地の近くに建設され、パイプラインは LNG 基地と需要地をつなぐ役割を担っている^[4] (Fig. 1.5)。天然ガスの需要増に対応するとともに、供給安定性の向上を図る観点から、LNG 基地間や地域のガス導管網間をガス導管で環状に連結し、供給をバックアップする取組も進められており、国内の高圧ガスパイプラインの総延長はおよそ 2500 km に及ぶ。

国内の高圧ガスパイプラインは、都市部に埋設されること、地震外力を想定すること、といった理由から、海外のパイプラインと比較して高い安全性が求められる。Table 1.1 に、「ガスパイプライン安全技術検討会^[5]」において示された都市ガス事業者の高圧ガスパイプラインの安全性に対する基本的考え方を示す。ここでは、「予想される荷重や外的要因に対して漏洩をもたらさない」こと、「想定以上の荷重や外的要因によっても大規模漏洩による二次災害を防止する」ことを原則として、予想される個々の荷重や外的要因に対する性能要件を明記している。特に重大な影響をおよぼす外的要因の一つである地震に対しては、「高圧ガス導管耐震設計指針^[6]」および「高圧ガス液状化耐震設計指針^[7]」に基づいた耐震設計により、想定される地震外力に対して適切な安全性を確保している。

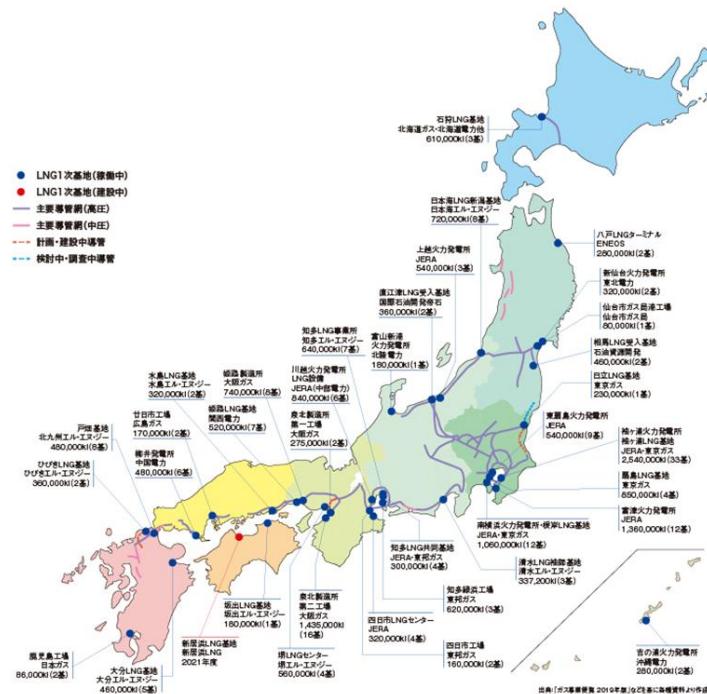


Fig. 1.5 High pressure gas pipeline network in Japan^[4]

Table 1.1 Concept of the Safety of High-Pressure Gas Pipelines

| 荷重外的要因 | 求める性能要件 | 性能要件を確保するための主な取り組み | | |
|--------------------|---------------------------------------|--|---------------------|--|
| | | 材料・設計・工事・検査・試験 | 維持・運用 | |
| 内圧・土圧 車両荷重 | 正常なガスの供給 | 許容応力度設計法による構造設計 耐圧試験・気密試験 | 工事監督体制による適切な施工・品質管理 | 不等沈下状況点検 |
| 化学的影響 | | 塗覆装・電気防食による防食設計 | | 電気防食状況点検 塗覆装・管体状況点検 内面検査装置による管体検査 |
| 掘削機械による衝撃 (他工事) | 損傷を受けても漏洩を生じない 貫通した場合でも大規模漏洩には至らない | 最小管厚設計 破壊安全性の検討・評価 標識シート・防護鉄板の設置 | 工事監督体制による適切な施工・品質管理 | パトロールによる未照会工事発見 工事の把握、協議、防護措置、立会巡回等による他工事管理 他工事に伴う沈下状況点検 緊急事態発生に備えた緊急措置・復旧措置に係る整備・教育・訓練 |
| 地震による影響 | レベル 1 地震動 | 被害がなく、修理することなく運転に支障がない | 工事監督体制による適切な施工・品質管理 | 非常災害発生に備えた緊急措置・復旧措置に係わる体制整備・教育・訓練の実施 |
| | レベル 2 地震動 | 変形が生じるが、漏洩は生じない | | |
| | 液状化 側方流動 | 限界状態設計法による構造設計 | | |
| | 表層地震 断層変位 | 大規模漏洩による二次災害防止 | 工事監督体制による適切な施工・品質管理 | 緊急遮断・減圧装置の設置 |
| 圧力・流量等の二十四時間監視体制 | | | | |

1.3 高圧ガスパイプラインの液状化耐震性評価

大規模地震時に想定すべき外力の一つとして、地盤液状化による側方流動があげられる。1964 年の新潟地震やアラスカ地震で地盤の液状化に起因すると考えられる構造物の大きな被害が発生し、これを契機に液状化に関する研究が進められている。液状化に伴う地盤変状、特に側方流動は、地表面が緩やかに傾斜している地盤で生じるのが特徴で、変位のオーダーが数 m 単位におよぶ場合がある。1995 年の兵庫県南部地震においても側方流動が確認された。国内では、この兵庫県南部地震の経験を踏まえ、液状化時の側方流動に対して高圧ガスパイプラインの安全性を確保するため、高圧ガス導管液状化耐震設計指針^[7]（以下、液状化指針）が策定された。

液状化指針^[7]では、液状化側方流動に対して、ガス管の破壊によってガス漏洩に至らないことが要求されている。埋設管への外力としては、Fig. 1.6 に示すような側方流動による変

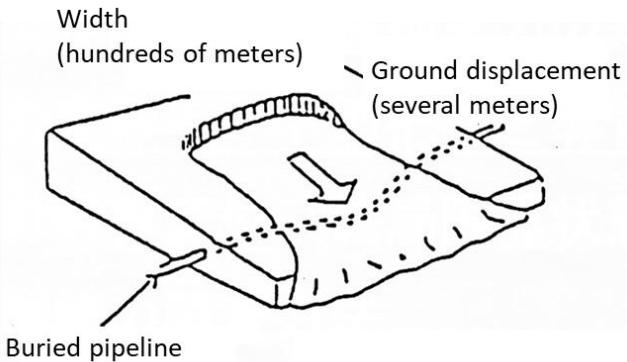


Fig. 1.6 Schematic diagram of ground flow due to soil-liquefaction

位制御型の一方方向荷重が負荷されることを想定する。地盤の入力方向により、埋設パイプラインには管軸方向への引張、圧縮あるいは曲げといった変形が生じ、弾性域を超えた塑性大変形が生じ得る。そのため、液状化指針^[7]では、液状化時の漏洩を防止するために、側方流動によって生じる管の変形よりも、管の漏洩限界を基準とした変形性能が上回ることを要求している。これらの評価体系では、従来の応力ベース評価ではなく、塑性域での管変形も考慮したひずみベース評価が適用される。なお、実際の大規模地震時には、地震動による繰返し負荷を受けた後に、液状化側方流動による一方方向荷重を受けることになるが、本論文では、作用負荷レベルは地震動よりも液状化側方流動の方が大きいことから、地震動による繰返し負荷の影響は考えないものとした。

1.4 パイプライン周溶接部の HAZ 軟化が継手強度におよぼす影響

埋設管が側方流動を受けた場合、鋼管には降伏応力を上回る荷重が管軸方向に作用することが想定される。パイプライン周溶接部に局所的な低強度域が存在すると、引張負荷の際に低強度域に変形が集中して、継手全体としての伸びの変形性能が低下するため、十分な地盤変位吸収能性能を発揮できない可能性がある。そのため、低強度域の影響を考慮して周溶接継手の強度・変形性能を評価することで、地盤液状化に対するパイプラインの安全性を向上することが期待される。

溶接部で局所的な低強度域が生じる要因の一つとして、溶接熱影響部(HAZ: Heat affected zone)における軟化があげられる。調質鋼であるラインパイプ鋼を溶接すると、入熱によって HAZ が軟化することがあり^[8-12]、軟化 HAZ を有する継手（以後、軟化 HAZ 継手と呼称する）のような局所的な軟化域を有する溶接継手の強度や変形性能は軟化部性状に依存する^[13-16]。局所的な軟化域を有する溶接継手に引張負荷を加えると、軟化域の塑性変形が高強度な隣接材から拘束され、いわゆる塑性拘束を受けた状態となる^[17] (Fig. 1.7)。塑性拘束効果の結果として、局所的な軟化域を有する溶接継手の引張強さは軟化域自体の引張強さよりも上昇する。この際、継手の引張強さが母材の引張強さと等しくなり、破断位置が母材となると、母材の高い変形性能を発揮できる。一方で、HAZ で破断する場合、継手の母材部

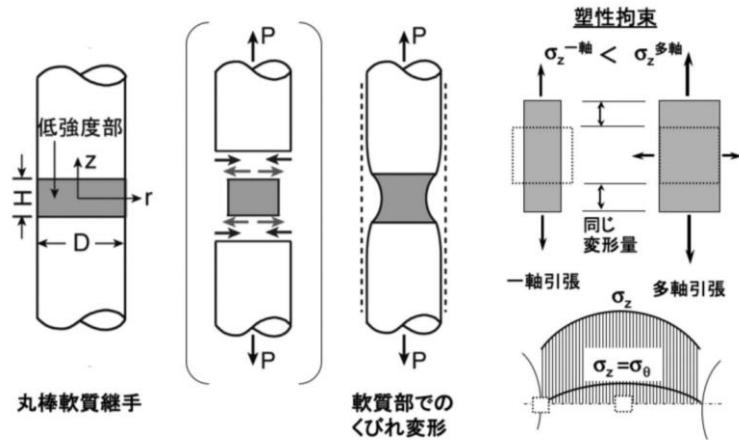


Fig. 1.7 Tensile deformation behavior and plastic constraint of welded joint with low strength zone^[16]

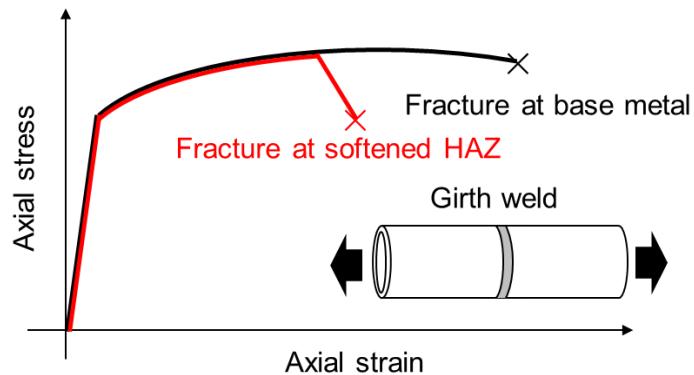


Fig. 1.8 Schematic diagram of failure mode of girth weld with softened HAZ

の変形が打ち切られるため、継手全体の変形性能が低下する (Fig. 1.8). ただし、仮に最終的に HAZ で破断する場合でも、継手の引張強さは HAZ 自体の強度よりも上昇しているため、継手として一定の変形性能を発揮することが期待できる。

1.5 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価に対する課題

軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性を評価するためには、ひずみベース評価を適用するアプローチが考えられる。具体的には、液状化側方流動により作用する管軸ひずみよりも、軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみが大きければ、液状化側方流動を受けた際に周溶接継手部は破壊に至らないと評価できる。仮に最終的に HAZ 部で破断する周溶接継手であっても、その許容ひずみが液状化側方流動で負荷される管軸ひずみを上回れば、液状化耐震性を保証できる。これらの一連体系を構築するにあたっては、大きく分けて以下の二点の課題がある。

一つ目の課題は、軟化 HAZ 周溶接継手の強度・延性の評価手法に関するものである。軟化 HAZ 継手のような、局所的な低強度域を有する溶接継手の力学的挙動については、軟質継手（溶接金属の強度が母材の強度より低い継手）を対象に多くの研究がなされており^[13-17]、軟質部断面の幾何学的・強度的不均質を入力値とした強度評価式^[17]も提案されている。軟質継手と形状的・強度的不均質の特性が類似することから、軟質継手で得られた知見が軟化 HAZ 継手にもそのまま適用できることを示す研究例^[22]もある。しかしながら、軟化 HAZ 継手では、軟化部の両端に強度の異なる材料（母材、溶接金属）が隣接することから、溶接金属のオーバーマッチ度が継手強度にあたえる影響^[20-22]も考慮する必要性があることも指摘されている。さらに、これらの既往知見は、溶接継手が一方向荷重を受ける場合を想定しており、ガスパイプラインのように内圧による周方向応力と地震外力による軸方向応力を受ける、いわゆる二軸応力状態^[23, 24]を想定していない。

もう一つの課題は、液状化側方流動を受ける埋設パイpline の管軸ひずみの評価手法に関するものである。地盤変位を受ける埋設パイpline の変形挙動を評価する際には、地盤ばねによって支持されたパイpline の解析モデルが適用される。解析手法の一つとして、有限要素解析等の数値解析技術を活用して非線形方程式を数値的に解く手法^[25, 26]があげられる。数値解析では高精度に解が得られるものの、多岐にわたる入力条件の設定や煩雑な解析モデルの構築が必要となることから、管や地盤の各種諸元の影響評価も容易ではない。これに対して、数値解析に依らない、最大管軸ひずみの簡易な算定式を構築することも工学的には有用である。しかしながら、埋設管が液状化側方流動を受けた場合の管ひずみの簡易式は確立されていない。

これらの課題を解決できれば、内圧を受ける軟化 HAZ ラインパイpline 周溶接継手の液状化耐震性能を一連の簡易計算によって評価することができる。さらに、この一連の評価手法を活用し、液状化耐震性を保証できる溶接 HAZ 軟化性状を評価することで、液状化耐震性を有する周溶接継手の溶接設計の指標を明示できる。

1.6 本論文の構成と目的

本研究では、ひずみベース評価の考え方を導入し、軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性の簡易評価手法を提案する。以下に、本研究の概要をまとめるとともに、その構成を Fig. 1.9 に示す。

第 2 章では、種々のラインパイpline 周溶接部を作製し、その溶接 HAZ 軟化性状を調査する。また、内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の強度評価に先立ち、基礎的な検討として、軟化 HAZ を有する平板継手試験片の引張試験や弾塑性 FEM 解析を実施しながら、継手強度に影響を与える諸因子を把握すると共に、軟化 HAZ 継手の強度評価式を検討する。

第 3 章では、軟化 HAZ 継手の強度評価式に対して内圧の影響を補正することで、内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の強度と許容ひずみの評価式を提案する。さらに、引張強さや許容ひずみといった周溶接継手の力学特性に対する内圧の影響を考察する。

第4章では、液状化側方流動によって作用する管軸ひずみの計算式を提案する。また、管軸ひずみの簡易評価式を用いて、強度や断面寸法といった観点で様々な鋼管諸元を対象にパイプラインに作用する管軸ひずみを明らかにする。

第5章では、前章までの検討をまとめ、軟化HAZ周溶接継手の簡易な液状化耐震性評価手法を提案する。ここでは、軟化HAZ周溶接継手の液状化耐震性評価の評価例を示すと共に、種々のパイプライン周溶接継手を対象とした評価結果をもとに、液状化耐震性を保証できる溶接部条件を明示する。

第6章では、本研究で得られた知見を総括する。

軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の溶接部強度設計と液状化耐震性評価に関する研究

第1章 緒論

- 埋設パイプラインの液状化耐震性評価
- パイプライン周溶接部の強度に対する溶接 HAZ 軟化の影響
- 軟化 HAZ 継手の液状化耐震性評価に対する課題
- 本研究の目的と構成

構造強度の評価

第2章 ラインパイプ鋼の HAZ 軟化性状と軟化 HAZ 継手の強度

- ラインパイプ周溶接部の HAZ 軟化特性の評価
- 軟化 HAZ 継手強度への影響因子の把握と強度評価式の提案

第3章 内圧の影響を考慮した軟化 HAZ 周溶接継手の強度・変形性能の評価式

- 内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の強度と許容ひずみの評価式の提案
- 軟化 HAZ 周溶接継手の強度と変形性能に対する内圧の影響

外力の評価

第4章 液状化側方流動によって作用する管軸ひずみの評価式

- 管軸ひずみの簡易評価式の提案
- 種々のパイプライン諸元に対する管軸ひずみの評価

5章 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価

- 簡易評価式により構成される液状化耐震性評価手法の提案
- 液状化耐震性を保証する溶接部特性の評価

第6章 結論

Fig. 1.9 Structure of this paper

参考文献

- [1] JOGMEC : 知つておきたい 天然ガスの基礎知識 ,
https://www.jogmec.go.jp/publish/plus_vol04.html (2024年10月).
- [2] 資源エネルギー省：日本のエネルギー 2021年度版「エネルギーの今を知る 10 の質問」, <https://www.enecho.meti.go.jp/about/pamphlet/energy2021/001/> (2024年10月).
- [3] 日本ガス協会：「カーボンニュートラルチャレンジ 2050」アクションプランの策定および「カーボンニュートラル委員会」の設置について ,
<https://www.gas.or.jp/newsrelease/0610.pdf> (2024年10月) .
- [4] 日本ガス協会：日本の LNG 基地と主要導管網, <https://www.gas.or.jp/gastodokumade/> (2024年10月) .
- [5] 経済産業省：ガスパイプライン安全基準検討会.
- [6] 日本ガス協会：高圧ガス導管耐震設計指針.
- [7] 日本ガス協会：高圧ガス導管液状化耐震設計指針.
- [8] M. P. Garcia, A. Gervasyev, C. Lu and F. J. Barbaro: Chemical composition and weld cooling time effects on heat-affected zone hardness of line pipe steels, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 200 (2022), 104837, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2022.104837>.
- [9] A. Dinovitzer, D. Begg, M. Quintana and R. Lazor: Heat Affected Zone Softening Susceptibility Test, 2020 13th International Pipeline Conference, IPC2020-9710(2020), V003T05A033, <https://doi.org/10.1115/IPC2020-9710>.
- [10] M. Mohammadjoo, L. Collins, M. Rashid and M. Arafin: Influence of Steel Chemistry and Field Girth Welding Procedure on Performance of API X70 Line Pipe Steels, 2020 13th International Pipeline Conference, IPC2020-9710 (2020), V003T05A035, <https://doi.org/10.1115/IPC2020-9721>.
- [11] R. Denys: The effect of HAZ softening on the fracture characteristics of modern steel weldments and the practical integrity of marine structures made by TMCP steels, EVALMAT 89, 2 (1989), 1013.
- [12] B. Li, Q. Liu, S. Jia, Y. Ren and P. Yang: Effect of V Content and Heat Input on HAZ Softening of Deep-Sea Pipeline Steel, Materials, 15 (2022), 794, <https://doi.org/10.3390/ma15030794>
- [13] O. A. Bakshi et. al.: The Static Tensile Strength of Welded Joints with a Soft Inerlayer, Svar. Proiz. 5 (1962), 6
- [14] K. Satoh and M. Toyoda: Effect of Mechanical Heterogeneity on the Static Tensile Strength of Welded Joints, Journal of the Japan Welding Society, 40-9 (1971), 885-900,

<https://doi.org/10.2207/qjjws1943.40.885>.

- [15] K. Satoh and M. Toyoda and E. Fugii: Tensile Behaviors and Strength of Soft Welded Joints, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 132 (1972), 381-393, https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1972.132_381.
- [16] M. Toyoda: Ph.D. thesis, Osaka University (1973).
- [17] 日本溶接協会 鉄鋼部会 SJ 委員会：軟質溶接継手の力学的挙動と強度に関する研究, SJ 委員会総合報告書 (1975) .
- [18] 大畠充：溶接継手強度の基礎, 溶接学会誌 (2008), 77 卷 7 号, p. 678-684
- [19] H. Nitoh, D. Sakai, H. Yajima, Y. Inoue, Y. Sogo, K. Satoh and M. Toyoda: Tensile Strength of Welded Joints for TMCP Type 50 kgf/mm²-Class High tensile Steel Plates, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 157 (1985), 304-311, <https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1985.304>.
- [20] T. Shintomi, I. Chikushi, Y. Hashimoto, M. Ohata, M. Mochizuki and M. Toyoda: Effect of Weld HAZ Softening on Tensile Strength - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 1) -, *Quarterly journal of the Japan Welding Society*, 21-3 (2003), 397-403, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.397>.
- [21] T. Shintomi, I. Chikushi, Y. Hashimoto, M. Mochizuki and M. Toyoda: Prediction of Tensile Strength of Welded Joints for Fine Grain Steel with Softened HAZ - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 2) -, *Quarterly journal of the Japan Welding Society*, 21-3 (2003), 404-410, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.404>.
- [22] T. Shintomi, Y. Hashimoto, I. Chikushi, M. Mochizuki and M. Toyoda: Deformation and Ductile Crack Initiation in Weld HAZ Softening Joints - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 3) -, *Quarterly journal of the Japan Welding Society*, 21-3 (2003), 411-418, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.411>.
- [23] T. Sakimoto, S. Igi, S. Endo, M. Ohata and F. Minami: The Influence of Internal Pressure on Ductile Fracture from a Circumferential Surface Defect on a Pipe, *Journal of Japan High Pressure Institute*, 49-4 (2011), 157-164, <https://doi.org/10.11181/hpi.49.157>.
- [24] S. Igi, T. Sakimoto and S. Endo: Effect of Internal Pressure on Tensile Strain Capacity of X80 Pipeline, *Procedia Eng.*, 10 (2011), 1454-1456, <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.241>.
- [25] K. Yoshizaki, TD. O'Rourke, and M. Hamada: Large Deformation Behavior of Buried Pipelines with Low-Angle Elbows Subjected to Permanent Ground Deformation, *Journal of Structural Mechanical Earthquake Engineering* (2001), No. 675/ I -55, pp. 41-52.
- [26] 高田至郎, 小川安雄, 吉崎浩司, 北野哲司, 岡村一男: 液状化側方流動を受ける埋設管

の大変形挙動に関するハイブリッド弾塑性解析手法, 第10回日本地震工学シンポジウム (1998)

第2章 ラインパイプ鋼の HAZ 軟化性状と軟化 HAZ 継手の強度

2.1 緒言

本章では、基礎的な検討として、ラインパイプ鋼の軟化 HAZ の性状を調査するとともに、軟化 HAZ を有する平板継手試験片の引張試験や弾塑性 FEM 解析を実施しながら、継手強度に影響をおよぼす諸因子を把握するとともに、軟化 HAZ 継手の強度評価式について検討する。

溶接部に局所的な軟化域を有する継手の強度に関しては古くから研究が進められている。予熱温度の低減や溶接割れを回避するために採用される、軟質継手（溶接金属の強度が母材よりも低い溶接継手）を対象に、実験的・理論的な検討^[1-3]や、これら検討を基にした強度評価式が提案されている^[4]。仁藤ら^[5]は、TMCP 型 HT50 鋼板への大入熱溶接時の軟化 HAZ 継手を対象に、軟化 HAZ を軟質部とみなすことで、軟質継手の強度評価式が軟化 HAZ 継手へ適用できることを示している。新富ら^[6-8]は、比較的低入熱のアーク溶接では溶接金属の強度が軟化 HAZ の継手強度に影響を及ぼすことを指摘している。しかしながら、特に、軟化 HAZ 継手の溶接金属の強度が継手強度におよぼす影響に関する検討事例は少なく、その影響度や溶接金属の強度を考慮した強度評価式は必ずしも確立されていない。

そこで、本章では、ラインパイプ鋼の溶接 HAZ 軟化性状、および平板試験片形状の軟化 HAZ 継手の強度とその予測手法について検討する。2.2 項では、種々のラインパイプ周溶接部を作製し、その溶接部断面の硬さ試験や組織観察をもとに HAZ 軟化性状を調査する。2.3 項では、軟化 HAZ 継手の引張試験とその FEM 解析を実施し、継手強度や引張負荷中の軟化 HAZ の変形挙動や塑性拘束を評価する。2.4 項では、FEM 解析によって、継手強度におよぼす諸因子の影響を評価すると共に、特に、溶接金属のオーバーマッチ度の影響に着目しながら、軟化 HAZ 継手の強度予測手法を提案する。

2.2 ラインパイプ周溶接部の HAZ 軟化性状

2.2.1 実験方法

種々のパイプライン鋼を対象に、実溶接施工の条件範囲にて周溶接継手を作製し、HAZ 軟化性状として軟化幅と軟化度について調査した。Table 2.1 に供試した 4 種類の鋼管の管断面寸法、管軸方向の機械特性、化学成分を示す。Table 2.2 に、各供試鋼管に対する多層盛溶接条件を示す。溶接方法は、被覆アーク溶接 (SMAW)、全自動マグ溶接 (GMAW)、TIG 溶接 (TIG) の三種類とし、60°V 型開先の周溶接部を作製した。なお、いずれの溶接方法においても、溶接割れを防止するために、初層～2 層目までは低入熱の TIG 溶接を実施した。

作製した周溶接継手の周溶接部から試験片を切り出し、マクロ・ミクロ観察および硬さ試験を実施した。一例として、Test No.1 の試験結果を示す。マクロ・ミクロ観察結果を Fig. 2.1 に示す。溶接金属部に隣接するように粗粒 HAZ 部が、母材側には比較的細粒な HAZ 部が分布している。硬さ試験の結果を Fig. 2.2 に示す。硬さ試験は、管外表面側から 2 mm のライン上で、溶接金属部では HV10 で 1 mm ピッチ、HAZ では HV0.5 で 0.3 mm ピッチ、母材では HV0.5 で 1 mm ピッチで計測した。金属組織観察と硬さ試験結果とを組み合わせて考察すると、母材組織の変態が確認できる HAZ 領域で軟化が生じていた。

Table 2.1 Mechanical properties and chemical compositions of test pipes

| Pipe No. | Pipe dimension | | Longitudinal tensile properties | | | Chemical composition (mass%) | | | |
|----------|----------------|----------------|---------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------------|------|------|-----------------|
| | Diameter (mm) | Thickness (mm) | Yield strength (MPa) | Tensile strength (MPa) | Uniform elongation (%) | C | Si | Mn | C _{eq} |
| A | 323.9 | 9.3 | 461 | 533 | 10.0 | 0.07 | 0.27 | 1.28 | 0.33 |
| B | 323.9 | 9.5 | 443 | 549 | 11.6 | 0.12 | 0.23 | 1.11 | 0.32 |
| C | 323.9 | 11.9 | 461 | 533 | 10.0 | 0.07 | 0.27 | 1.28 | 0.33 |
| D | 323.9 | 11.9 | 537 | 586 | 10.7 | 0.07 | 0.24 | 1.33 | 0.31 |
| E | 610 | 17.5 | 499 | 567 | 9.3 | 0.05 | 0.15 | 1.51 | 0.34 |

$$C_{eq} (= C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/4)$$

Table 2.2 Welding conditions and properties of softened HAZ

| Test No. | Pipe No. | Welding condition | | | Properties of softened HAZ | | | Property of WM |
|----------|----------|-------------------|--------------------|-----------------|----------------------------------|--------------------|----------------------|----------------------|
| | | Welding method | Heat input (kJ/cm) | Number of layer | Relative width to wall thickness | Ave. Hardness (Hv) | Strength ratio to BM | Strength ratio to BM |
| 1 | A | SMAW | 23.8 | 4 | 0.55 | 138 | 0.82 | 1.06 |
| 2 | | SMAW | 23.8 | 4 | 0.54 | 151 | 0.83 | 1.21 |
| 3 | | GMAW | 18.9 | 4 | 0.22 | 155 | 0.91 | 1.08 |
| 4 | | TIG | 23.0 | 8 | 0.49 | 155 | 0.82 | 1.24 |
| 5 | C | SMAW | 26.4 | 5 | 0.29 | 143 | 0.93 | 1.33 |
| 6 | D | GMAW | 16.2 | 5 | 0.17 | 183 | 0.98 | 1.01 |
| 7 | | TIG | 22.2 | 8 | 0.24 | 193 | 0.96 | 1.02 |
| 8 | E | GMAW | 13.9 | 7 | 0.09 | 192 | 0.89 | 1.08 |
| 9 | | TIG | 26.4 | 12 | 0.17 | 192 | 0.94 | 1.20 |

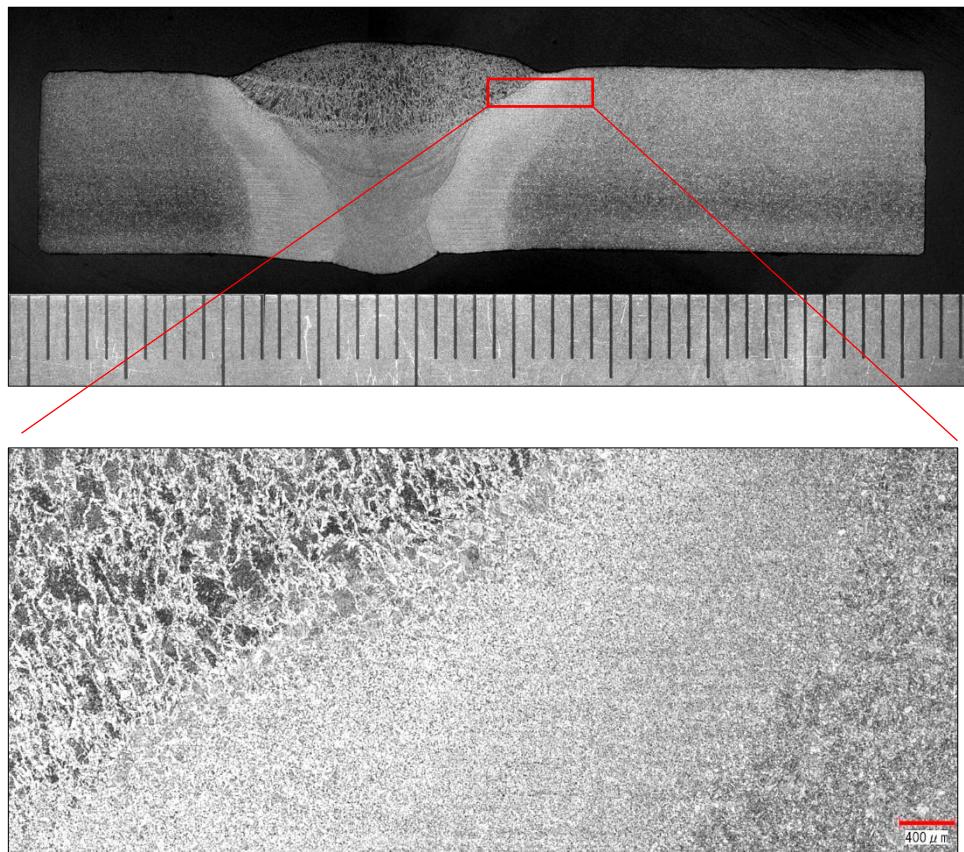


Fig. 2.1 Microstructure of welded joint (Test No.1)

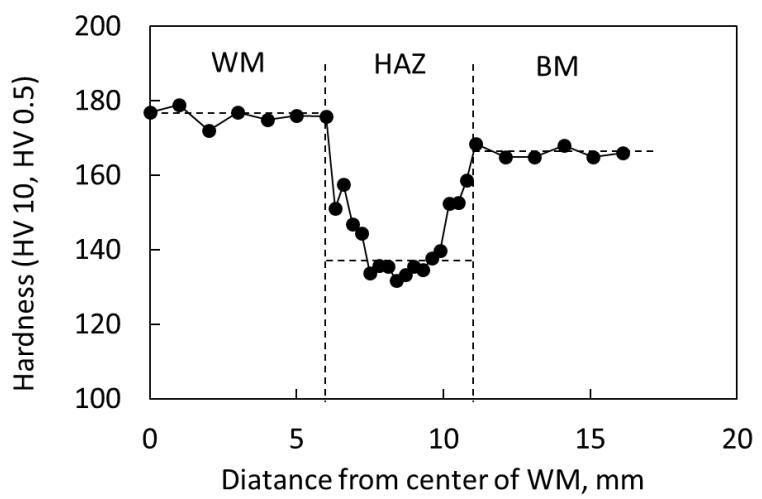


Fig. 2.2 Hardness distribution of cross section of girth weld at 2 mm outer from external pipe surface (Test No.1)

2.2.2 実験結果

鋼管材料と溶接条件との各組合せに対する、HAZ 幅および HAZ 軟化度を Table 2.2 に示す。ここで、HAZ 幅は母材や溶接金属よりも硬さが低下する領域として、HAZ 軟化度は、硬さ試験の分布をもとに、HAZ の平均硬さを母材の平均硬さで除することで、HAZ の母材に対する強度比として表す。また、溶接金属のオーバーマッチ度は、全溶着金属の引張強さを母材の引張強さで除することで求めた。

HAZ 幅は管厚の 0.1~0.5 倍程度であった。いずれの Pipe No に対しても、手溶接である SMAW および TIG は自動溶接の GMAW よりも HAZ 幅が比較的大きい傾向を示す。これは、手溶接では自動溶接よりも入熱量が大きいため、熱伝導によって A_{c1} (加熱に際し、フェライト + セメンタイトからオーステナイトへの変態が開始する温度) 以上の温度となる範囲が広範囲に及び、母材が変態して軟化する範囲が広くなったものと考えられる。

入熱によって変態した範囲において HAZ が軟化する、という考えに基づけば、入熱量から HAZ 幅を計算できる^[9]。ここで、本試験では多層盛溶接を用いているものの、移動熱線源（入熱量 Q ）により 1 パスで全管厚を溶接できるものと仮定する。最高到達温度が A_{c1} 以上かつ融点以下の領域において軟化 HAZ が生じるとすれば、熱伝導方程式を解くことで、(2.1)式によって HAZ 幅 H を計算できる。

$$H = \left(\frac{1}{\theta_{AC1} - \theta_0} - \frac{1}{\theta_m - \theta_0} \right) \cdot \frac{Q \cdot \eta}{cpt} \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi e}} \quad (2.1)$$

ここで、 θ_m は融点の温度、 θ_{AC1} は A_{c1} の温度、 θ_0 は室温、 η は熱効率、 c は比熱、 ρ は密度、 t は管厚である。一般的な炭素鋼のアーク溶接として、 θ_m を 1500 °C、 θ_0 を 20 °C、 θ_{AC1} を 700 °C、 η を 0.7、 c を 0.88 J/(g · °C)、 ρ を 7.58×10^{-3} g/mm³ と仮定すれば、(2.1)式は(2.2)式のように整理できる。

$$X = 0.02 \frac{Q}{t^2} \quad (2.2)$$

ここで、 X は HAZ 相対厚さであり、 H を t で除した無次元パラメータである。 Q の単位は J/mm、 t の単位は mm である。Fig. 2.3 に、(2.2)式の計算結果と実測より求めた X の結果を比較する。計算結果は全体として概ね一致していることから、本熱伝導方程式の適用により HAZ 幅を推定できることが確認できる。また、Fig. 2.4 には、管厚と入熱量の様々な組み合わせに対して X を計算した結果を示す。入熱量が大きいほど、管厚が薄いほど、 X は大きくなる。

HAZ の軟化度を整理した結果を Fig. 2.5 に示す。母材強度に対する HAZ 強度 $(Sr)_{HAZ}$ は平均して 0.9 倍程度であり、HAZ 相対厚さ X が大きいほど、 $(Sr)_{HAZ}$ が低下する傾向を示した。この傾向は、 X が大きくなるような、管厚に対して入熱量が大きい条件ほど、母材の変態が進み、熱影響部の強度が低下するものと考えられる。Table 2.2 の実験結果の X と $(Sr)_{HAZ}$ の関係に対する下限包絡線は(2.3)式で表すことができ、本式を用いることで X に対する $(Sr)_{HAZ}$ を保守的に見積もることができる。

$$(Sr)_{HAZ} = -0.175 \cdot X + 0.905 \quad (2.3)$$

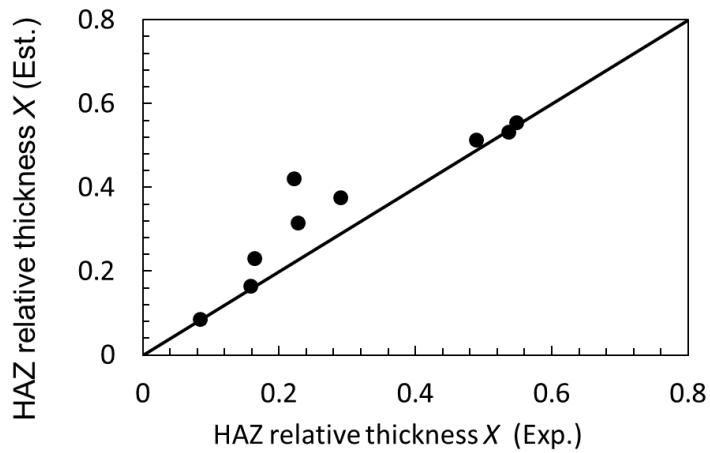


Fig. 2.3 Comparison of HAZ relative thickness obtained by estimation and experimental result

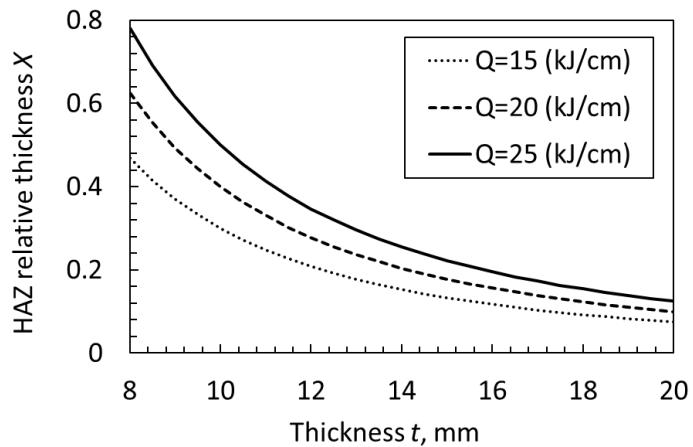


Fig. 2.4 Estimation of HAZ relative thickness for several welding heat input conditions

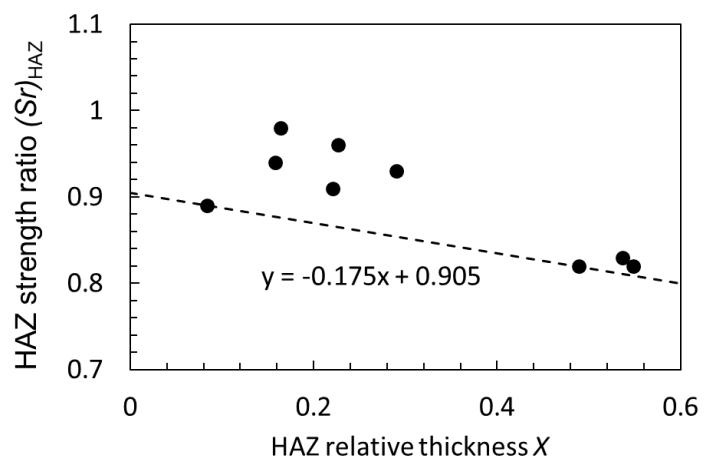


Fig. 2.5 Relationship between HAZ relative thickness and HAZ strength ratio

2.3 軟化 HAZ 継手の引張破断試験

2.3.1 実験方法

軟化 HAZ 継手の引張負荷時の継手強度や破断挙動を評価するために、周溶接継手から切り出した継手試験片の引張破断試験を実施した。引張試験片の形状を Fig. 2.6 に示す。試験片板厚は管厚のままとした。周溶接部が平行部の中央となるように加工し、余盛りは機械加工により切削した。溶接部を中心とする標点間距離を 300 mm として伸びを計測し、この伸びより算出するひずみを、試験片のグローバルひずみとした。引張破断試験は Table 2.2 の Test No.2 および Test No.3 を対象に実施した。Test No.2 および Test No.3 は同じ鋼管材料を対象に、Test No.2 ではアーク溶接 (SMAW)、Test No.3 では自動マグ溶接 (GMAW) とそれぞれ異なる周溶接を施工した供試体である。そのため、これらの試験体は、溶接条件に応じて、溶接金属強度比、HAZ 強度比、および HAZ 幅が異なっている。なお、これらの試験体の溶接金属の幅や形状は、同じ開先加工を施していることから同一とみなせる。

2.3.2 有限要素解析モデル

実験で得られた軟化 HAZ 継手の引張破断挙動を考察するために、引張試験時の試験片内部の応力・ひずみ状態を弾塑性 FEM 解析により明らかにする。

解析モデルを Fig. 2.7 に示す。解析モデルは、形状および荷重の対称性を考慮して 1/2 対称とした。解析モデルの寸法は実験と同じとした。要素タイプには 8 節点一次要素を用いた。実溶接部の複雑な強度分布は簡易なモデルで表現した。具体的には、溶接部断面における材料特性領域は、溶接金属、母材、熱影響部の 3 領域に分割し、それぞれ材料特性を一律に設定した。また、溶接部の幾何学形状・寸法は実験結果に合わせ、ルートギャップは 5.0 mm とし、HAZ 幅は Table 2.2 と同じ値とし、開先形状は 60°V 型開先とした。なお、実際の試験体は弧状形状であるが、解析モデルは平板とした。この形状の違いが継手強度におよぼす影響はほとんどないことを別途 FEM 解析により確認している。

解析に用いた母材の応力-ひずみ関係は、母材単体の引張試験の破断までの公称応力・公称ひずみ関係に一致するような真応力-真ひずみ関係を、引張試験の再現 FEM 解析から逆解析により同定した。HAZ 部および溶接金属の応力-ひずみ関係は(2.4)～(2.6)式^[11]を用

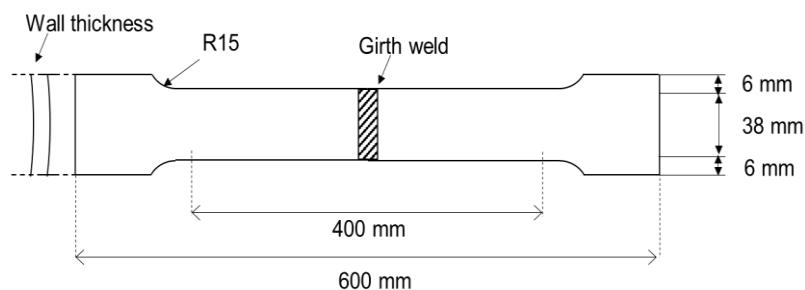


Fig. 2.6 Geometry and dimension of tensile test specimen

いて取得した。これらの式へ入力する降伏応力および引張強さについては、HAZ では硬さ試験で計測した HAZ 強度比を母材の降伏応力および引張強さに掛けた値とし、溶接金属では溶接材料の全溶着金属の降伏応力および引張強さの値を用いた。

$$\varepsilon_{\text{true}} = \frac{\sigma_{\text{true}}}{E} + \left(\frac{\sigma_{\text{true}}}{H_{\text{RO}}} \right)^{\frac{1}{n_{\text{RO}}}} \quad (2.4)$$

$$n_{\text{RO}} = \frac{1 + 1.3495 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right) - 5.3117 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right)^2 + 2.9643 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right)^3}{1.1249 + 11.0097 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right) - 11.7464 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right)^2} \quad (2.5)$$

$$H_{\text{RO}} = \frac{\sigma_T \exp(n_{\text{RO}})}{n_{\text{RO}}^{n_{\text{RO}}}} \quad (2.6)$$

ここで、 $\varepsilon_{\text{true}}$ は真ひずみ、 σ_{true} は真応力、 E はヤング率、 σ_Y は降伏応力、 σ_T は引張強さ、 n_{RO} および H_{RO} は(2.5)式や(2.6)式で求まる値である。降伏関数は Mises の等方硬化則とした。溶接部を挟んで対称な変形が生じるのを避けるため、溶接金属を挟んだ左右の材料特性 (HAZ と母材) に $\pm 0.5\%$ の強度差を初期不整として導入した。解析は、溶接線と垂直方向に強制変位を与えることで解析モデルに静的引張荷重を負荷した。解析には汎用有限要素解析コードである ABAQUS ver.6.13 を用いた。

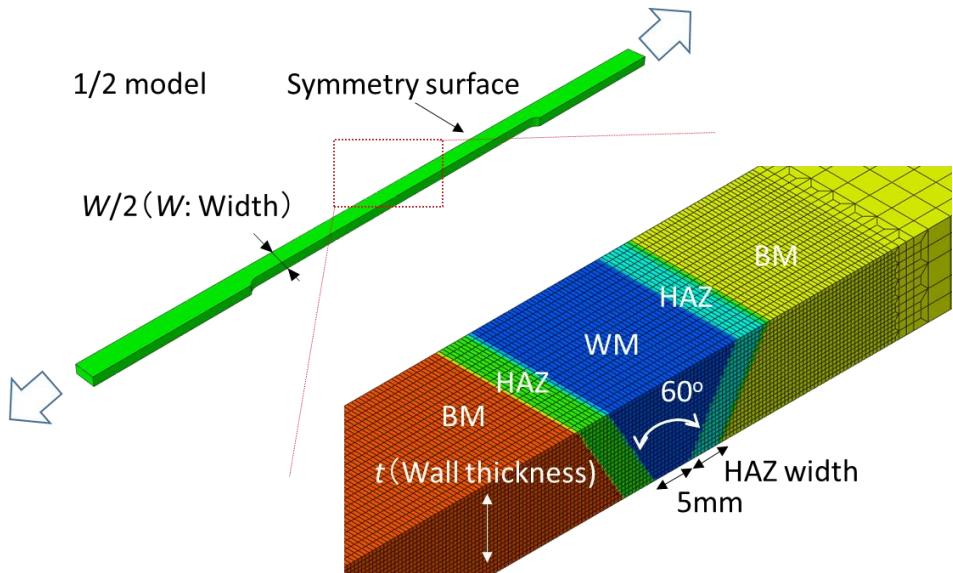


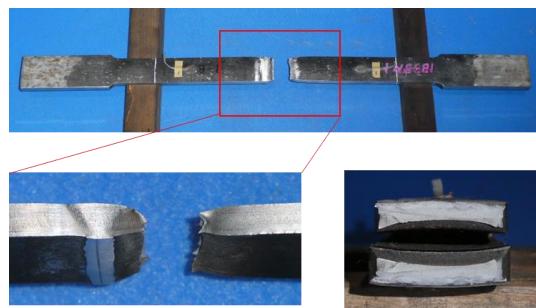
Fig. 2.7 FE model

2.3.3 引張破断試験の結果

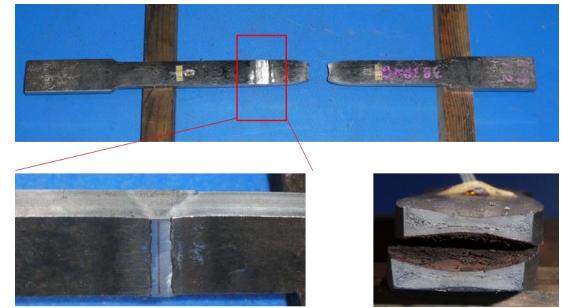
試験後の試験片のマクロ写真を Fig. 2.8 に示す。Test No.2 では、HAZ でくびれており、HAZ 部で延性破断した (Fig. 2.8(a))。一方、Test No.2 では、軟化 HAZ で大きな変形は見られず、母材部でくびれて破断した (Fig. 2.8(b))。Fig. 2.9 に引張試験時の荷重一変位曲線を示す。母材破断した Test No.2 の引張強さは母材と概ね同一であるが、HAZ 破断した Test No.1 では母材の引張強さに至る前に最大荷重を迎えて破断に至っている。Test No.1 では、母材の引張強さが 549 MPa で、HAZ の母材に対する強度比が 0.83 であったことを考慮すれば、HAZ の引張強さは 456 MPa 程度と推測できる。これに対して、引張試験での最大強度は 531 MPa であることから、HAZ の強度が塑性拘束効果によって見かけ上増加したと考えられる。Test No.2 についても、HAZ は軟化しているものの、塑性拘束効果によって HAZ の見かけの強度が母材よりも大きくなつたことで、最終的に母材で破断したと考えられる。

Fig. 2.9 に、Test No.2 および No.3 を想定した弾塑性 FEM 解析で得られた荷重一変位曲線を実験結果と比較して示す。解析結果は実験結果と概ね良く一致しており、FEM 解析の妥当性が確認できる。また、Fig. 2.10 に、解析で最大荷重以降にモデル内の最大相当塑性ひずみが 1.0 となったときの変形図を示すが、FEM 解析でくびれ変形が生じる金属組織は実験で破断した位置と一致している。これらの結果から、多層溶接により作製した継手の引張強度および破断位置（破断部金属組織）を、溶接部断面を近似的に簡易化した解析モデルで再現できることが示された。

引張負荷時の継手の変形挙動および軟化 HAZ の塑性拘束状態を考察するため、Test No.2 および No.3 において、HAZ と母材の局所ひずみを比較した結果を Fig. 2.11 に示す。ここで、局所ひずみの出力は、HAZ および母材のそれぞれの内で最も相当塑性ひずみが高い要素の相当塑性ひずみとした。なお、HAZ でひずみが集中する場合、母材の局所ひずみは標点伸びの計測位置の要素より出力した。Test No.2 および No.3 のいずれの結果においても、最大荷重に達する前では、HAZ の局所ひずみの方が母材よりも高く、HAZ の塑性変形が母材に先行して進んでいる。また、最大荷重以降は、HAZ もしくは母材部のいずれかくびれが始まった金属組織に変形が集中し、もう一方の金属組織では、それ以降に変形は進行しなくなる。したがって、ある金属組織の位置でくびれ変形が生じて、ひずみが急増すると、その位置で延性破断に至ると考えられる。Fig. 2.12 に、塑性拘束の指標として、最大荷重時の応力三軸度 η (= 平均応力 σ_m /相当応力 σ_{eq}) の分布を示す。いずれの継手においても、母材および溶接金属の応力三軸度は一方向負荷時の応力三軸度である 0.33 程度である一方で、HAZ 部の応力三軸度は 0.5 程度と高い塑性拘束状態にある。すなわち、軟化 HAZ 継手の強度およびその破断位置は、軟化 HAZ の塑性拘束に伴う見かけの強度上昇の影響を受けることを明らかにした。



(a) Test No.2: Fracture location: HAZ



(b) Test No.3: Fracture location: BM

Fig. 2.8 Fracture appearance of welded joint tensile test

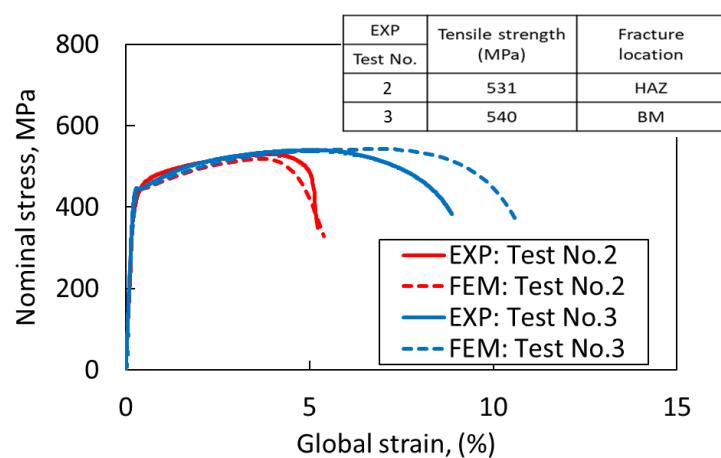
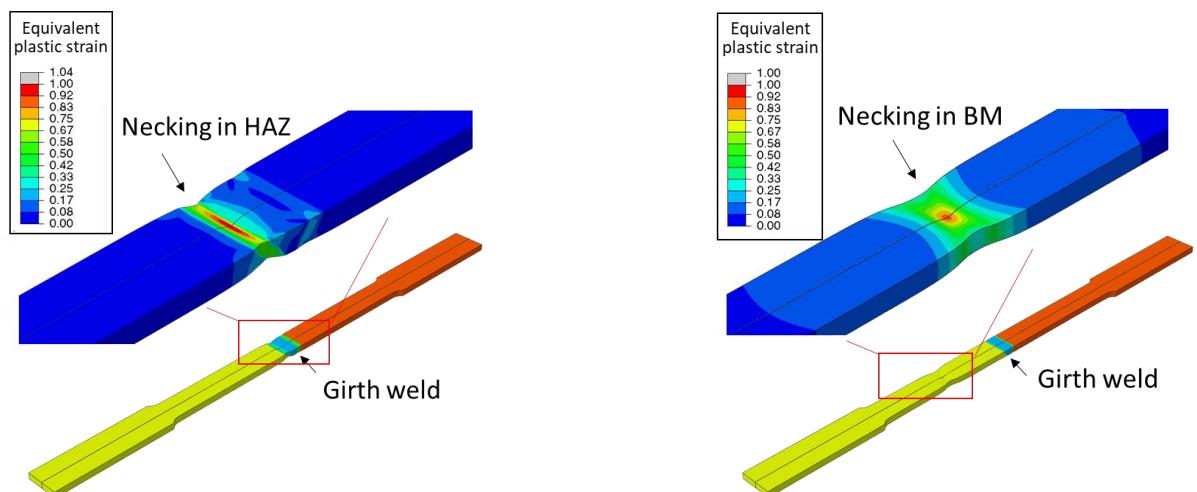


Fig. 2.9 Experimental results of welded joint tensile test



(a) Test No.2: Fractured in HAZ

(b) Test No.3: Fractured in BM

Fig. 2.10 Deformation behavior of welded joint tensile tests in FEA

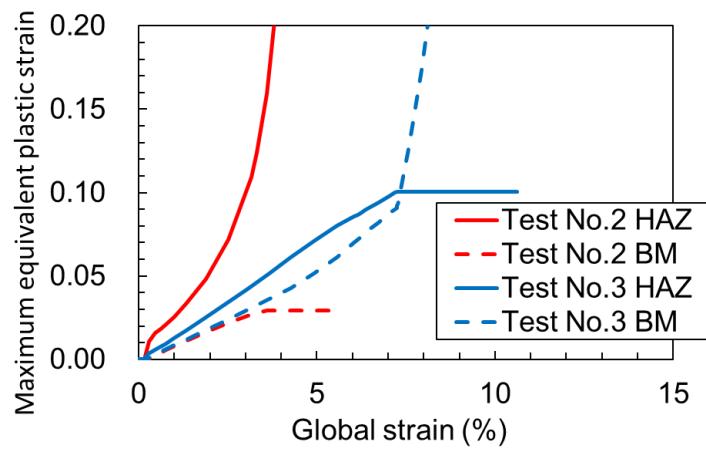


Fig. 2.11 Local strain under welded joint tension test

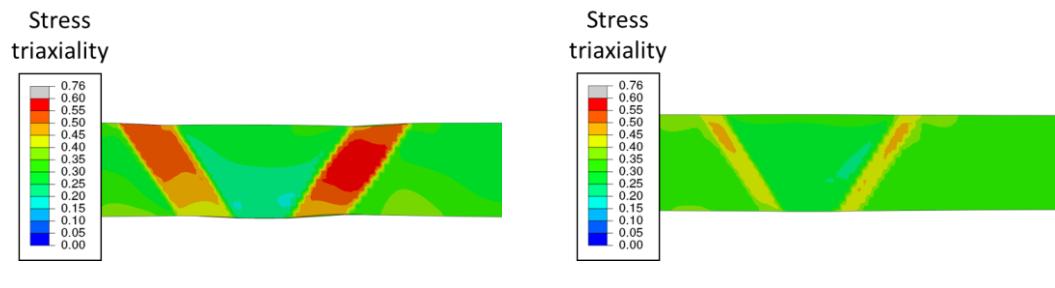


Fig. 2.12 Plastic constraint in HAZ at maximum load during tensile test in FEM

2.4 軟化 HAZ 継手の強度に影響する因子の把握

本項では、弾塑性 FEM 解析結果に基づき、溶接部の形状的・強度的不均質因子や試験片幅厚比といった諸因子が継手強度に与える影響を把握した上で、これらのパラメータを入力値とした、継手強度を予測できる簡易式を構築する。そこで、既往知見である軟質継手（溶接金属の強度が母材よりも低強度な突合せ溶接継手）を対象とした強度評価式の適用範囲を、軟化 HAZ 継手に拡張することを検討する。

2.4.1 軟質継手の強度評価に関する既往知見

軟質継手の溶接線垂直方向へ引張負荷を加えると、軟質部の収縮変形の進行が高強度な母材によって阻害される。そのため、塑性拘束効果によって、継手の引張強さは軟質部自体の引張強さよりも上昇する。軟質継手の強度については、次の 3 つの因子が継手強度に影響を与える^[1-4]。

- ・ 軟質部相対厚さ X (=軟質部幅 H / 継手板厚 t)
- ・ 継手の幅厚比 W/t (=板幅 W / 継手板厚 t)
- ・ 軟質部の強度比 $(S_r)_S$ (=軟質部引張強さ σ_T^S / 母材引張強さ σ_T^{BM})

軟質継手の不均質特性は軟化 HAZ 継手と類似することから、軟化 HAZ 継手の場合に継手強度に影響を及ぼす諸因子は Fig. 2.13 のように整理できる。軟化 HAZ 継手では、軟質継手と異なり、軟質部に相当する軟化 HAZ に隣接する母材と溶接金属（以後、HAZ 隣接材と呼称する）の強度が異なる場合には、溶接金属の強度比 $(S_r)_{WM}$ も継手強度に影響を及ぼす^[6-8]。溶接金属の幅が板厚に対して極端に薄くなると、溶接金属の幅も継手強度の影響を及ぼすが、本検討で対象とするラインパイプ周溶接部の溶接金属の幅は極端に薄くないため、その影響は無視できる^[7, 11]。なお、溶接部には溶接残留応力も作用するが、最大荷重時には継手は十分な塑性状態にあるため、溶接残留応力の影響は無視できる。

母材と溶接金属の強度が等しい軟化 HAZ イーブンマッチ継手の強度は、イーブンマッチ

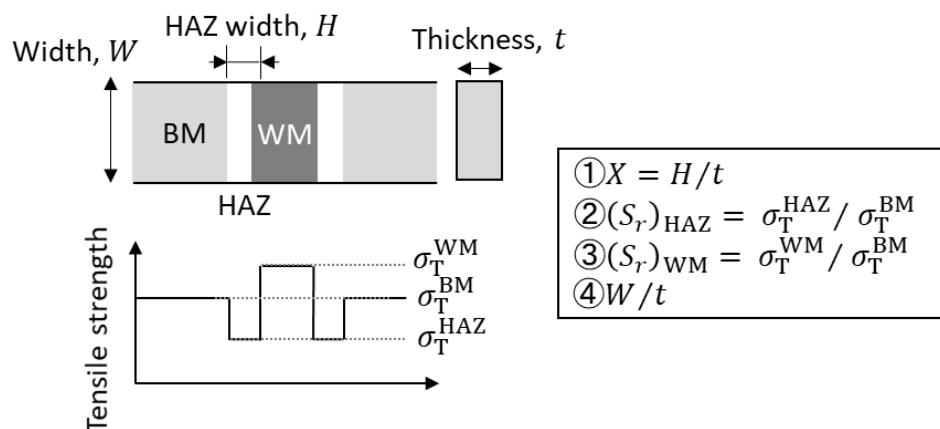


Fig. 2.13 Parameters affecting joint tensile strength

継手の軟化 HAZ 部を軟質継手の軟質溶接金属部とみなすことで、軟質継手の強度評価式^[4]をそのまま適用できる。継手の幅厚比が 1.0、すなわち、正方形断面形状の場合には、軟化 HAZ 継手の引張強さは(2.7)-(2.9)式により計算できる。Fig. 2.14 に、強度評価式の概要を示す。図中の曲線①は、HAZ 隣接材を剛体とみなしたときの継手強度で、その引張強さは HAZ 相対厚さ X に依存する。曲線①は(2.7)式で $X_{\text{eq}}=X$ として求められる。一方、実際の引張強さは、 X が小さくなるにつれて曲線①で計算される引張強さよりも小さくなる（図中の曲線②）。この理由は、 X が小さい範囲では、HAZ 隣接材が HAZ との接触面で大きく塑性変形することから、HAZ 隣接材が剛体とみなせなくなるためである。そのため、 X が小さな範囲では、HAZ 隣接材を剛体と仮定した強度評価式に対して(2.8)式および(2.9)式による補正が必要となる。

$$(Sr)_J = (Sr)_{\text{HAZ}} \times \left[\frac{1}{13.2} \cdot \frac{1}{X_{\text{eq}}^{1.8}} + 0.976 \right] \quad (2.7)$$

$$X_{\text{eq}} = \begin{cases} X & (X > 2X_R^{\text{BM}}) \\ 0.5X + X_R^{\text{BM}} & (X \leq 2X_R^{\text{BM}}) \end{cases} \quad (2.8)$$

$$X_R^{\text{BM}} = \left\{ \frac{1}{13.2(1/(Sr)_{\text{HAZ}} - 0.976)} \right\}^{1/1.3} \quad (2.9)$$

ここで、 $(Sr)_J$ は継手強度比（＝継手引張強さ σ_T^J / 母材引張強さ σ_T^{BM} ）である。 X_{eq} は、剛体を仮定した強度評価式を用いて、実際の継手強度を計算するために提案された等価相対厚さ（以後、HAZ 等価相対厚さと称する）である。これは、剛体を仮定した継手強度評価式において母材強度と等しくなる HAZ 等価相対厚さを $X_{\text{eq}}^{\text{BM}}$ としたとき、 $X \leq 2X_{\text{eq}}^{\text{BM}}$ の範囲で適用されるものである。

同様の考え方で、板幅が板厚に対して十分大きく、広幅断面形状 ($W \gg t$) と見なせる継手については、広幅断面形状の軟質継手の継手強度評価式 ((2.10)-(2.12)式) が適用できる^[4]。

$$(Sr)_J = (Sr)_{\text{HAZ}} \times \left[\frac{1}{3.86} \cdot \frac{1}{X_{\text{eq}}^{0.8}} + 1.0 \right] \quad (2.10)$$

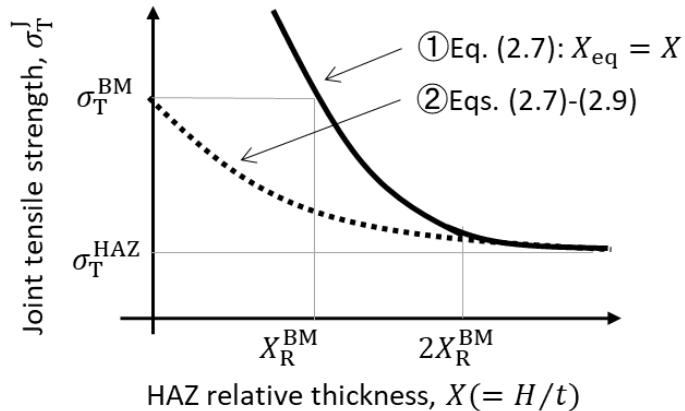


Fig. 2.14 Schematic diagram of tensile strength equation for softened HAZ joint

$$X_{\text{eq}} = \begin{cases} X & (X > 2X_R^{\text{BM}}) \\ 0.5X + X_R^{\text{BM}} & (X \leq 2X_R^{\text{BM}}) \end{cases} \quad (2.11)$$

$$X_R^{\text{BM}} = \left\{ \frac{1}{3.86(1/(S_r)_{\text{HAZ}} - 1.0)} \right\}^{1/0.8} \quad (2.12)$$

以上の既往知見を踏まえ、特に、任意の幅厚比 W/t の影響、および溶接金属の強度比（溶接金属引張強さに対する母材引張強さの比） $(S_r)_{\text{WM}}$ の影響を考慮することで、軟質継手の強度評価式の適用範囲を任意の板幅の軟化 HAZ 継手の強度評価へ拡張する。

2.4.2 軟化 HAZ 継手の継手強度予測のための FEM 解析

Fig. 2.13 に示した 4 パラメータについて体系的に FEM 解析を実施した。解析モデルは、基本的には 2.3.2 項と同様とした。 W/t は、板厚 t を 11.0 mm と一定とし、板幅 W の寸法を変化させることで、 $1.0 \leq W/t \leq 10.0$ の範囲で変化させた。各金属組織の応力-ひずみ関係は(2.4)～(2.6)式を用いて取得した。これらの式の入力値として、母材の降伏応力を 415 MPa、母材の引張強さを 520 MPa とし、HAZ および溶接金属は、母材の降伏応力と引張強さに $(S_r)_{\text{HAZ}}$ および $(S_r)_{\text{WM}}$ をそれぞれ乗じた値を入力値とした。溶接部の形状的・強度的不均質の解析対象範囲は、Table 2.2 のラインパイプ鋼の HAZ 特性を参考に、 $X \leq 0.55$ 、 $0.8 \leq (S_r)_{\text{HAZ}} \leq 1.0$ 、 $1.0 \leq (S_r)_{\text{WM}} \leq 1.2$ とした。解析では、解析モデルに強制変位を付与して最大荷重以降まで解析した。なお、継手強度は前記 4 因子の他に開先角度の影響も受けるが、Fig. 2.15 に示す FEM 解析の結果では、開先角度が 60°より小さい範囲では開先角度によらず継手強度が概ね一定となったことから、開先角度の影響は考えないものとして I 形開先を採用した。また、材料の加工硬化特性も継手強度にほとんど影響しないこと^[3]から、ここでは加工硬化特性の影響は考えないものとした。

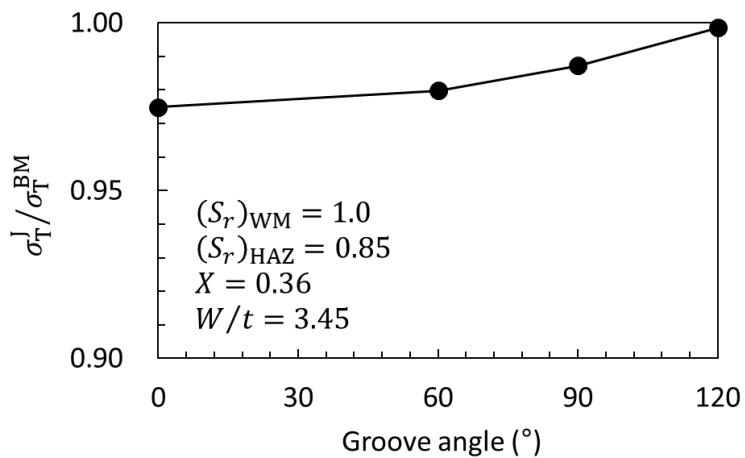


Fig. 2.15 Effect of groove angle on joint tensile strength

2.4.3 HAZ 軟化特性が継手強度に及ぼす影響

HAZ 軟化部が継手強度に与える影響を把握するため, W/t を 1.0, $(S_r)_{WM}$ を 1.0 と定めた, 軟化 HAZ イーブンマッチ継手を対象に, HAZ 相対厚さ X と HAZ 強度比 $(S_r)_{HAZ}$ を変化させて解析を実施した. 解析結果を Fig. 2.16 に示す. X が小さいほど, 塑性拘束が強く働くため, 継手強度は大きくなる. また, $(S_r)_{HAZ}$ が大きく, 母材と HAZ の強度差が小さいほど, 継手の強度低下は小さくなる. 図中には, 軟質継手の強度評価式 ((2.7)-(2.9)式) を軟化 HAZ 継手へ適用した場合の計算結果も示すが, FEM 結果と良く一致しており, 軟質継手の強度評価式が軟化 HAZ 継手へ適用可能であることが確認できる.

2.4.4 試験片幅厚比が継手強度に及ぼす影響

既往の強度評価式を活用して, 任意の W/t の継手試験片の強度を評価する手法について提案する. Fig. 2.17 に, FEM 解析より取得した, W/t と軟化 HAZ イーブンマッチ継手の継手強度との関係を種々の X の場合について示す. W/t の増加によって継手強度が上昇し, ある W/t でおおよそ頭打ちとなる. これは, W/t が大きいほど塑性拘束状態が厳しくなるが, W/t が 7 程度以上になると HAZ 軟化部が平面ひずみ状態に漸近するためと考えられる. Fig. 2.18 は, Fig. 2.17 の結果を, 正方形断面形状 ($W = t$) から W/t の増加に伴う継手強度の増加量を, 広幅断面形状 ($W = 10t$ を広幅断面とみなす) と正方形断面形状 ($W = t$) の継手強度の差で無次元化して, 正規化したものである. 図より, 正規化した継手強度は $(S_r)_{HAZ}$ および X によらず W/t の関数として一本の曲線で概ね表すことができる. この曲線は, W/t が大きくなるほど傾きが小さくなり, 最終的に 1.0 に漸近する形となる. この曲線を表現するために, 指数関数型の関数を用いて最小二乗法によって回帰することで, 正方形断面形状 ($W = t$) および広幅断面形状 ($W \gg t$) の強度評価式から, 任意の W/t の継手強度に補正する (2.13) 式を導いた.

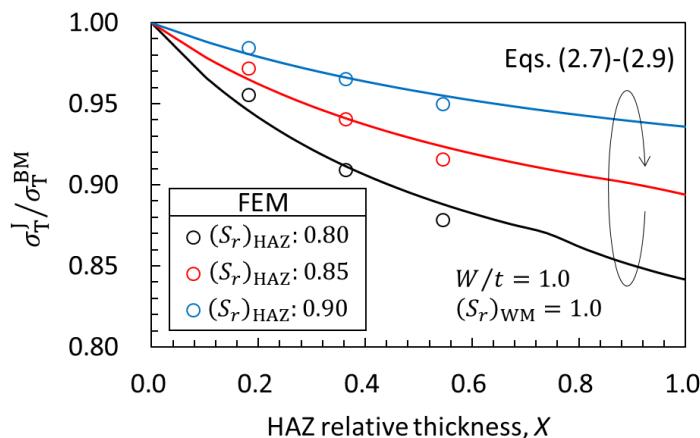


Fig. 2.16 Effect of properties of softened material on joint tensile strength

$$\begin{aligned}\sigma_T^J &= (1 - 0.725^{(W/t-1)}) \\ &\cdot \left[(\sigma_T^J)_{W \gg t} - (\sigma_T^J)_{W=t} \right] + (\sigma_T^J)_{W=t}\end{aligned}\quad (2.13)$$

Fig. 2.17 に(2.13)式より求めた継手強度の計算結果を示す。 (2.13)式中の正方形断面形状の継手の強度 $(\sigma_T^J)_{W=t}$ および広幅断面形状の継手の強度 $(\sigma_T^J)_{W \gg t}$ は、(2.7)-(2.9)式および(2.10)-(2.12)式を用いてそれぞれ計算したものである。これらの強度評価式と FEM 解析の結果は良く一致しており、 W/t を考慮した軟化 HAZ イーブンマッチ継手の強度評価式の妥当性が確認できる。

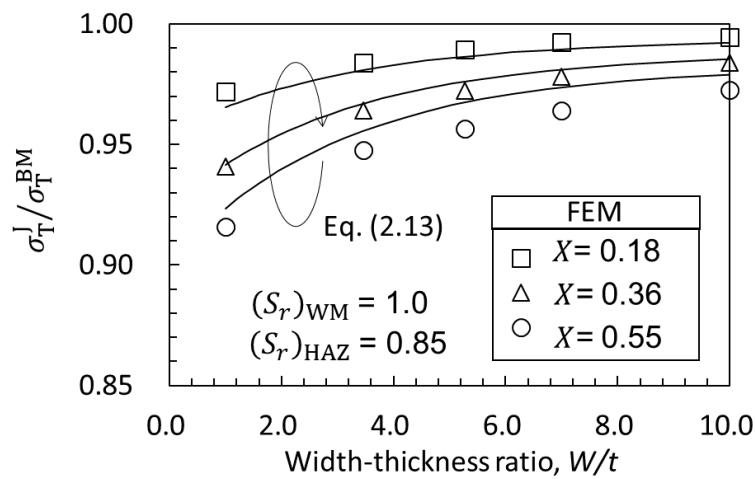


Fig. 2.17 Effect of width-thickness ratio on joint tensile strength

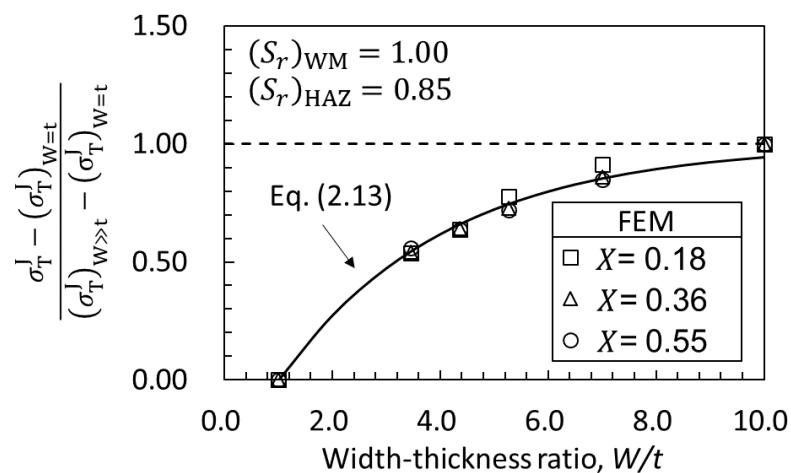


Fig. 2.18 Increase in joint tensile strength due to width-thickness ratio

2.4.5 溶接金属のオーバーマッチ度が継手強度に及ぼす影響

軟化 HAZ 継手の強度は、溶接金属のオーバーマッチ度(S_r)_{WM}の影響も受ける^[6-8]ことから、その影響を考慮した継手強度評価式の補正方法について提案する。FEM 解析より取得した、(S_r)_{WM}が継手強度に及ぼす影響を Fig. 2.19 に示す。ここでは、例として、 $W = t$ の正方形断面形状で(S_r)_{WM}が 1.0 および 1.2 の場合の結果を示す。溶接金属の強度が母材強度より高くなると、イーブンマッチ継手の場合と比較して継手強度が上昇し、その傾向は X が小さいほど顕著になっている。この要因は、オーバーマッチ継手では母材よりも高強度な溶接金属が軟化 HAZ の片側に隣接するため、両側が母材で囲まれるイーブンマッチのケースよりも塑性拘束度が高くなり、継手強度が上昇するためと考えられる。

溶接金属のオーバーマッチ度(S_r)_{WM}の影響を補正するにあたり、HAZ 等価相対厚さ X_{eq} に着目した。等価相対厚さは、軟質継手の強度評価式において軟質部隣接材の塑性変形挙動を補正するために導入されたものである^[3]。Fig. 2.19 に示した FEM 解析の結果から、軟化 HAZ イーブンマッチ継手 ((S_r) _{WM} = 1.0) および軟化 HAZ オーバーマッチ継手 ((S_r) _{WM} = 1.2) の HAZ 等価相対厚さ X_{eq} を見積もった結果を Fig. 2.20 に示す。ここで、 X_{eq} は、Fig. 2.19 に示した任意の X の継手強度比(S_r)_Jを、(2.7)式に示した母材（および溶接金属）を剛体と仮定した場合の理論計算式の(S_r)_Jへ代入し、 X_{eq} について解くことで求めた。Fig. 2.20 中の FEM 結果より得られたイーブンマッチ継手の X_{eq} と X の関係は、計算結果 ((2.8)式) とよく一致する。また、図中の破線は、母材強度がオーバーマッチ溶接金属の強度と同じ継手を仮想したとき（仮想溶接金属イーブンマッチ継手）の X_{eq} を示したものであり、これは、軟化 HAZ イーブンマッチ継手の強度評価式を用いて(S_r)_{HAZ}を(S_r)_{HAZ}/ (S_r) _{WM}とすることで算定される。これを見ると、オーバーマッチ継手の X_{eq} は、仮想溶接金属イーブンマッチ継手とイーブンマッチ継手の X_{eq} の概ね平均になっている。これらの結果から、オーバーマッチ継手の強度評価式が、(2.14)式および(2.15)式のように表せることを導いた。

$$[(S_r)_J]_{OM} = \sigma_T^{HAZ} \times \left[\frac{1}{13.2} \cdot \frac{1}{(X_{eq})_{OM}^{1.3}} + 0.976 \right] \quad (2.14)$$

$$(X_{eq})_{OM} = \frac{(X_{eq})_{EM} + (X_{eq})_{EM-WM}}{2} \quad (2.15)$$

ここで、(X_{eq})_{EM} および(X_{eq})_{EM-WM} は、それぞれイーブンマッチ継手および仮想溶接金属イーブンマッチ継手の HAZ 等価相対厚さである。

Fig. 2.19 に、(2.14)式のオーバーマッチ継手の強度評価式より計算した継手強度の結果を示す。計算結果は FEM 結果と良く一致していることから、オーバーマッチ度を補正した強度評価式の妥当性が確認できる。

続いて、 $W = t$ の継手を対象に検討した、(S_r)_{WM}の影響を継手強度評価式へ補正する方法を、任意の W/t の継手試験片の強度評価へ展開する。ここで、(S_r)_{WM}による継手強度の上昇度が W/t に依存しないと仮定すれば、任意の W/t のイーブンマッチ継手の継手強度に対して、 $W = t$ の継手を対象に算出した(S_r)_{WM}による継手強度の上昇度を乗じることで、任意の W/t

のオーバーマッチ継手の継手強度が計算できる。これらの考察から、任意の W/t のオーバーマッチ継手の継手強度評価式が、(2.16)式のように表せることを導いた。なお、(2.16)式で求まる継手強度が母材強度を上回る場合には、継手強度は母材強度とする。

$$[(Sr)_J]_{OM} = [(Sr)_J]_{EM} \cdot \frac{\{(Sr)_J\}_{OM}\}_{W=t}}{\{(Sr)_J\}_{EM}\}_{W=t}} \quad (2.16)$$

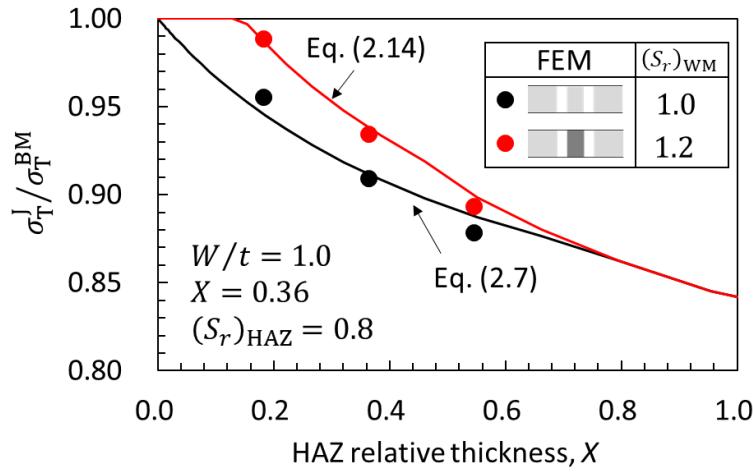


Fig. 2.19 Effect of overmatching ratio on joint tensile strength

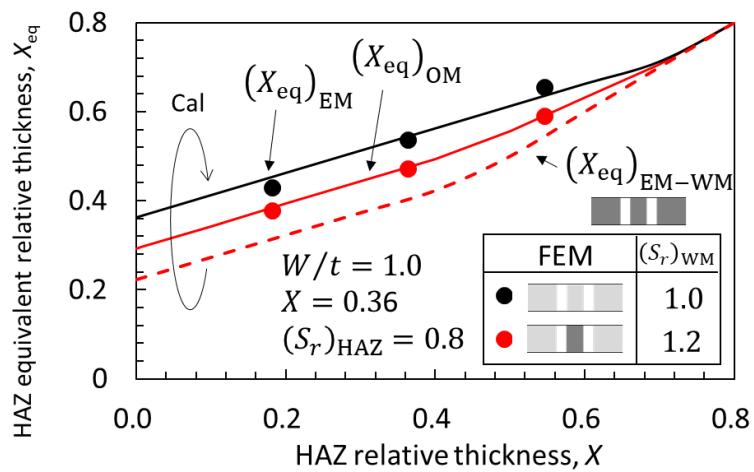


Fig. 2.20 HAZ equivalent relative thickness to each joint model

2.5 軟化 HAZ 継手の強度評価式の提案

2.5.1 軟化 HAZ 継手の強度評価式の計算手順

ここまで得られた(2.7)~(2.16)式を用いることで, Fig. 2.21 の評価フローによって, 任意の W/t の軟化 HAZ 継手の継手強度を計算できる. 本評価フローの入力値は, 母材強度 σ_T^{BM} , HAZ 相対厚さ X , 継手試験片の幅厚比 W/t , 溶接金属強度比 $(S_r)_{WM}$, HAZ 強度比 $(S_r)_{HAZ}$ である. 本評価フローでの計算手順を以下に示す.

- 1) 溶接金属の強度を母材の強度と仮定した仮想のイーブンマッチ継手を対象に, (2.7)~(2.12)式を用いて継手強度を計算する. ここで, 板幅厚比は 1.0 を仮定する.
- 2) (2.13)式を用いて, 1)で計算した継手強度に対して継手試験片の板幅厚比の影響を補正する.
- 3) (2.14)~(2.16)式を用いて, 2)で計算した継手強度に対してオーバーマッチ度の影響を補正する.
- 4) 3)で計算された継手強度が母材強度を上回る場合には, 継手強度は母材強度とする. 破断位置は, 継手強度が母材強度よりも小さければ HAZ 破断, 母材強度となれば母材破断と評価する.

2.5.2 軟化 HAZ 継手の強度評価式の精度検証

提案した継手強度評価式の精度検証のため, 継手強度評価式の計算結果と FEM 解析より取得した継手強度との比較を Fig. 2.22 に示す. 図中の対象条件の範囲で, 両者の結果は良

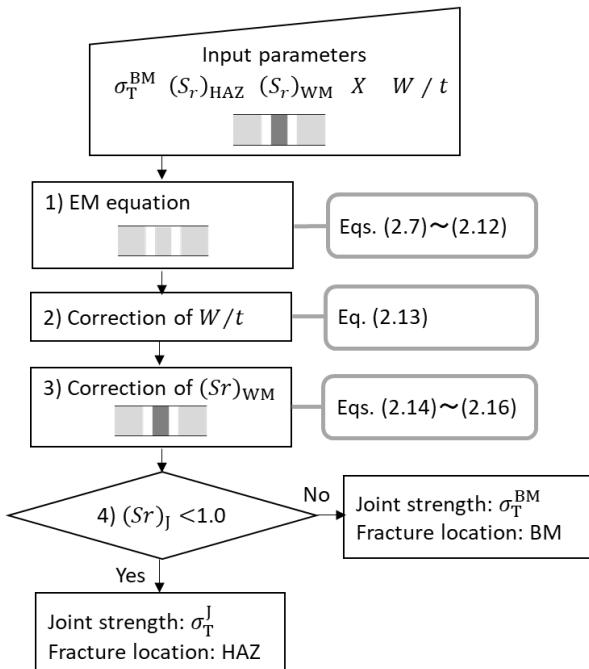


Fig. 2.21 Flow of estimation of joint strength and fracture location

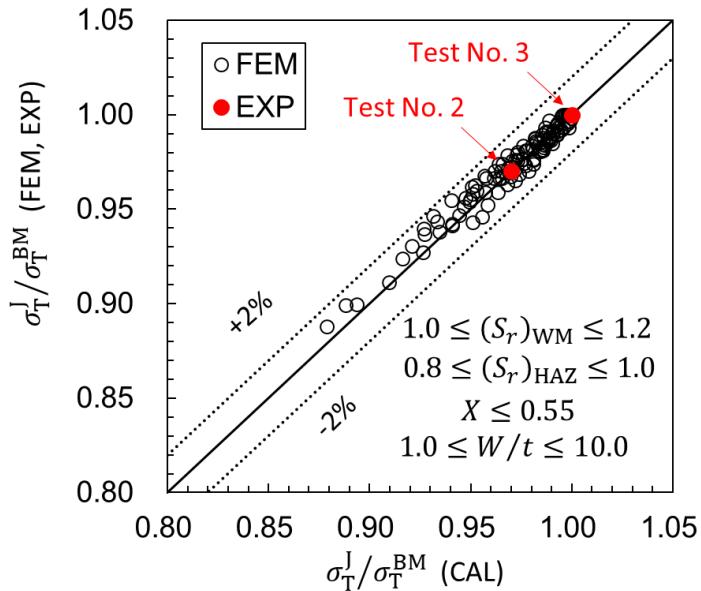


Fig. 2.22 Validation of proposed formula by FEA

Table 2.3 Validation of proposed formula by joint tensile test

| Test No. | Input condition | | | | Experiment | | Calculation | |
|----------|-----------------|------|-----------|------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | W/t | X | (Sr)_{WM} | (Sr)_{HAZ} | (Sr) _J | Fracture location | (Sr) _J | Fracture location |
| 2 | 4.0 | 0.54 | 1.21 | 0.83 | 0.97 | HAZ | 0.97 | HAZ |
| 3 | 4.0 | 0.22 | 1.08 | 0.91 | 1.00 | BM | 1.00 | BM |

く一致しており、本提案式が十分な精度を有していることが確認できる。

さらに、二章で実施した2種類の継手の引張破断試験の継手強度および破断位置についても、提案式で予測できるか検証した。提案式で評価した結果と実験結果を、継手の情報（提案式への入力条件）をあわせて Table 2.3 に示す。Fig. 2.22 の図中にも、比較結果を記載する。計算で得られた継手強度および破断位置とともに実験とよく一致しており、提案式は実継手の継手強度や破断位置の予測にも活用できることが示された。

以上より、軟化 HAZ 継手の幾何学的・強度的な不均質の入力条件から、継手強度および破断位置を予測するための簡易計算式が構築できた。

2.6 結言

本章では、種々のラインパイプ周溶接部を作製し、その溶接 HAZ 軟化性状を調査した。加えて、平板試験片形状の軟化 HAZ 継手の強度とその予測手法について検討した。得られた知見は以下の通り。

- (1) ラインパイプ鋼を種々の溶接方法を用いて 10~25 kJ/cm 程度の入熱量で周溶接を行った場合、HAZ 幅は管厚の 0.1~0.5 倍程度、HAZ の軟化度は母材強度に対して HAZ 強度は平均して 0.9 倍程度であった。管厚に対する入熱量が大きいほど、HAZ 幅は広く

なり、HAZ の軟化度は小さくなる傾向となることを明らかにするとともに、それらの関係式を熱伝導理論および実験結果から提案した。

- (2) 軟化 HAZ 継手の引張破断試験および FEM 解析によって、軟化 HAZ 継手の強度およびその破断位置は、軟化 HAZ の塑性拘束に伴う見かけの強度上昇の影響を受けることを明らかにした。
- (3) 軟化 HAZ 継手の強度が高くなるのは、軟化 HAZ 相対厚さ (=HAZ 幅／管厚) が小さく、軟化 HAZ 強度比 (HAZ 強度／母材強度) が大きく、溶接金属のオーバーマッチ度 (溶接金属強度／母材強度) が大きく、継手試験片の板幅厚比が大きい場合である。
- (4) 軟質継手の強度評価式を基本に、軟化 HAZ の幾何学的・強度的不均質、試験片幅厚比、溶接金属のオーバーマッチ度といった諸因子の影響を数値解析結果に基づいて補正することで、軟化 HAZ 継手の強度評価式を提案した。

参考文献

- [1] K. Satoh and M. Toyoda: Effect of Mechanical Heterogeneity on the Static Tensile Strength of Welded Joints, Journal of the Japan Welding Society, 40-9 (1971), 885-900, <https://doi.org/10.2207/qjjws1943.40.885>.
- [2] K. Satoh and M. Toyoda and E. Fugii: Tensile Behaviors and Strength of Soft Welded Joints, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 132 (1972), 381-393, https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1972.132_381.
- [3] M. Toyoda: Ph.D. thesis, Osaka University, (1973).
- [4] 日本溶接協会 鉄鋼部会 SJ 委員会：軟質溶接継手の力学的挙動と強度に関する研究, SJ 委員会総合報告書 (1975) .
- [5] H. Nitoh, D. Sakai, H. Yajima, Y. Inoue, Y. Sogo, K. Satoh and M. Toyoda: Tensile Strength of Welded Joints for TMCP Type 50 kgf/mm²-Class High tensile Steel Plates, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 157 (1985), 304-311, <https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1985.304>.
- [6] T. Shintomi, I. Chikushi, Y. Hashimoto, M. Ohata, M. Mochizuki and M. Toyoda: Effect of Weld HAZ Softening on Tensile Strength - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 1) -, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 21-3 (2003), 397-403, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.397>.
- [7] T. Shintomi, I. Chikushi, Y. Hashimoto, M. Mochizuki and M. Toyoda: Prediction of Tensile Strength of Welded Joints for Fine Grain Steel with Softened HAZ - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 2) -, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 21-3 (2003), 404-410, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.404>.
- [8] T. Shintomi, Y. Hashimoto, I. Chikushi, M. Mochizuki and M. Toyoda: Deformation and Ductile Crack Initiation in Weld HAZ Softening Joints - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 3) -, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 21-3 (2003), 411-418, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.411>.
- [9] K. Satoh: 溶接強度ハンドブック, 理工学者(1988), 2-7
- [10] API 579-1/ASME FFS-1: FITNESS-FOR-SERVICE, (2016).
- [11] H. Kitano, S. Okano and M. Mochizuki: Effect of Softening on Tensile Strength Limit in Girth-Welded Pipe Joints, Proceeding of the ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2009-77445 (2009), 351-395, <https://doi.org/10.1115/PVP2009-77445>.

第3章 内圧の影響を考慮した軟化 HAZ 周溶接継手の強度・変形性能の評価式

3.1 緒言

第2章では、軟化 HAZ を有する溶接継手の継手試験片を対象に、溶接部の幾何学的・強度的不均質に基づいた強度評価式を提案した。これらの検討は、既往知見である、軟質継手（溶接金属強度が母材強度よりも低い溶接継手）の強度評価式^[1-4]を参照して、数値解析結果の回帰による補正を加えることで、その適用範囲を軟化 HAZ 継手に拡張したものである。しかしながら、これらの検討は、継手が一方向負荷を受ける場合を対象としている。実際のガスピープランでは、内部流体による内圧を受けることから、内圧による周方向応力と地震外力による軸方向応力を受ける、いわゆる二軸応力状態^[5,6]となる。二軸負荷を受けた場合、軸方向負荷のみを受ける場合と比較して、軟化 HAZ の拘束状態が変化し、継手強度も影響を受けると考えられる。このような二軸応力下での軟化 HAZ 周溶接継手を対象とした検討例はほとんどなく、内圧が軟化 HAZ 継手の強度および変形性能に及ぼす影響は明らかでない。

以上より、本章では、内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手が軸方向（周溶接線と垂直方向）に負荷を受ける場合の強度と変形性能の評価式を提案するとともに、継手強度と変形性能に対する内圧の影響を明らかにする。まず、3.2 項では、第2章で構築した、軟化 HAZ を有する広幅継手（以後、軟化 HAZ 広幅継手と呼称する）の強度評価式について概説する。3.3 項では、弾塑性 FEM 解析を用いて、内圧負荷時の軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さを評価する。3.4 項では、FEM 解析結果より得られた継手の引張強さと、軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式より得られた引張強さを比較しながら、軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式に対する内圧の影響の補正方法を考察する。ここでは、内圧負荷時の鋼管材料の見かけの強度、および引張負荷中の鋼管材料の収縮挙動に着目する。3.5 項では、構築した一連の強度評価式の計算フローを示すとともに、FEM 解析結果および実管試験結果を用いて提案式の妥当性検証を行う。3.6 項では、強度評価式を活用して、許容ひずみの評価式を提案する。最後に、3.7 項では、周溶接継手の引張強さ、および変形性能に対する内圧の影響を明らかにする。

3.2 軟化 HAZ 広幅継手を対象とした強度評価式

既往知見^[1-4]および第2章での検討より、板幅厚比が十分大きく、広幅継手と見なせる場合、軟化 HAZ 継手の強度は次の3つの因子の影響を受ける。

- ・ HAZ 相対厚さ X (= HAZ 幅 H / 継手板厚 t)
- ・ HAZ の強度比 $(S_r)_{HAZ}$ (= HAZ 引張強さ σ_T^{HAZ} / 母材引張強さ σ_T^{BM})
- ・ 溶接金属の強度比 $(S_r)_{WM}$ (= 溶接金属引張強さ σ_T^{WM} / 母材引張強さ σ_T^{BM})

軟化 HAZ 広幅継手の強度とその予測手法の概要を Fig. 3.1 に示す。母材と溶接金属の強度が等しい軟化 HAZ イーブンマッチ継手の強度は、以下の(3.1)-(3.3)式で表せる。

$$(S_r)_J = (S_r)_{HAZ} \times \left[\frac{1}{3.86} \cdot \frac{1}{X_{eq}^{0.8}} + 1.0 \right] \quad (3.1)$$

$$X_{eq} = \begin{cases} X & (X > 2X_R^{BM}) \\ 0.5X + X_R^{BM} & (X \leq 2X_R^{BM}) \end{cases} \quad (3.2)$$

$$X_R^{BM} = \left\{ \frac{1}{3.86(1/(S_r)_{HAZ} - 1.0)} \right\}^{1/0.8} \quad (3.3)$$

$(S_r)_J$ は継手強度比 (= 継手引張強さ σ_T^J / 母材引張強さ σ_T^{BM}) である。ここで、 X_{eq} は、実際の継手強度を計算するために提案された HAZ 等価相対厚さである。 (3.1)式で $X_{eq} = X$ とすれば、HAZ 隣接材 (溶接金属、母材) を剛体と仮定した強度評価式となる。 (3.2)式は、剛体を仮定した強度評価式に対して、HAZ 隣接材の塑性変形の影響を考慮するための補正式である。

溶接金属強度が母材強度より高いオーバーマッチ継手では、イーブンマッチ継手と比較して、母材よりも高強度な溶接金属の影響で軟化 HAZ の拘束度が高くなるため、継手の引張強さが高くなる^[7-9]。オーバーマッチ継手の引張強さは、(3.1)式で $X_{eq} = (X_{eq})_{OM}$ とすれば計算でき、オーバーマッチ継手の HAZ 等価相対厚さ $(X_{eq})_{OM}$ は(3.4)式で表せる。

$$(X_{eq})_{OM} = \frac{(X_{eq})_{EM} + (X_{eq})_{EM-WM}}{2} \quad (3.4)$$

ここで、 $(X_{eq})_{EM}$ は溶接金属強度を母材強度と仮想したイーブンマッチ継手の HAZ 等価相対厚さ、 $(X_{eq})_{EM-WM}$ は母材強度を溶接金属強度と仮想した溶接金属イーブンマッチ継手の HAZ 等価相対厚さである。 $(X_{eq})_{EM-WM}$ は(3.3)式へ入力する $(S_r)_{HAZ}$ を $(S_r)_{HAZ}/(S_r)_{WM}$ として、(3.2)式より求められる。このように、イーブンマッチ継手の HAZ 等価相対厚さの式を用いることで、オーバーマッチ継手の引張強さも簡単に求めることができる。なお、計算された継手の引張強さは母材の引張強さを上限とし、上限に達する場合は母材破断、上限に達しない場合は HAZ 破断と判定する。

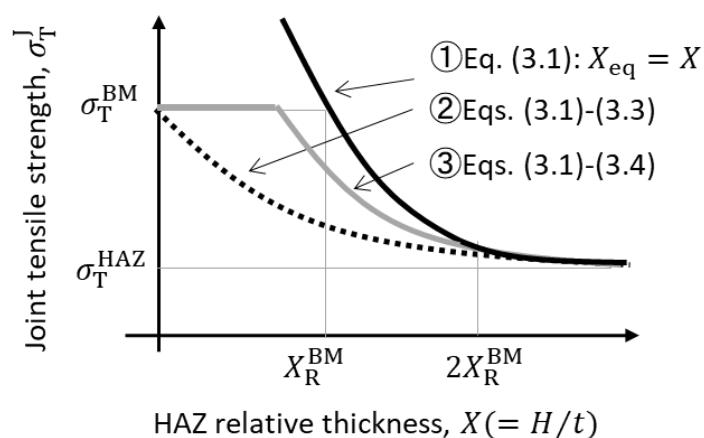


Fig. 3.1 Schematic diagram of tensile strength for softened HAZ joint

3.3 有限要素解析を用いた内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の引張強度評価

軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さおよび変形性能に及ぼす内圧の影響を評価するために、弾塑性 FEM 解析を実施した。解析モデルを Fig. 3.2 に示す。解析には汎用有限要素解析コードである ABAQUS ver. 6.13 を用いた。解析対象は外径 D_o が 323.9 mm、管厚 t が 11.0 mm の鋼管とした。解析モデルは形状および荷重の対称性を考慮して軸対称とした。要素タイプは四節点軸対称要素とした。周溶接部の開先形状は 60°V 型開先とした。溶接部断面における材料特性領域は、溶接形状を簡易的なモデルで作製し、溶接金属、母材、熱影響部の 3 領域に分割した。各金属組織の応力ひずみ関係は(3.5)-(3.7)式を用いて取得した^[10]。

$$e = \frac{s}{E} + \left(\frac{s}{H_{RO}} \right)^{\frac{1}{n_{RO}}} \quad (3.5)$$

$$n_{RO} = \frac{1 + 1.3495 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right) - 5.3117 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right)^2 + 2.9643 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right)^3}{1.1249 + 11.0097 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right) - 11.7464 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_T} \right)^2} \quad (3.6)$$

$$H_{RO} = \frac{\sigma_T \exp(n_{RO})}{n_{RO}^{n_{RO}}} \quad (3.7)$$

ここで、 e は真ひずみ、 s は真応力、 E はヤング率、 σ_Y は降伏応力、 σ_T は引張強さ、 n_{RO} および H_{RO} は(3.6)式や(3.7)式で求まる値である。これらの式の入力値として、母材では、降伏応力を 415 MPa、母材の引張強さを 520 MPa とした。HAZ では、母材の降伏応力と引張強さのそれぞれに $(S_r)_{HAZ}$ を乗じた値とした。溶接金属では、母材の降伏応力と引張強さのそれぞれに $(S_r)_{WM}$ を乗じた値とした。材料の降伏関数は Mises の等方硬化則とした。溶接部を挟んで対称な変形が生じるのを避けるため、溶接金属を挟んだ左右の材料特性 (HAZ と母材) に ±0.5% の強度差を初期不整として導入した。

溶接部の形状的・強度的不均質の解析対象範囲は、前章と同様に、一般的なパイプライン周溶接部を想定し、 $X \leq 0.55$ 、 $0.8 \leq (S_r)_{HAZ} \leq 1.0$ 、 $1.0 \leq (S_r)_{WM} \leq 1.2$ とした。内圧の負荷レベルは、(3.8)式に定義する内圧係数 I_P (内圧による周方向応力 σ_h / 母材の降伏応力 σ_Y^{BM}) を用いて、0%, 20%, 40%, 72% の 4 条件とした。

$$I_P = \frac{\sigma_h}{\sigma_Y^{BM}} = \frac{(P D_o / 2t)}{\sigma_Y^{BM}} \quad (3.8)$$

解析では、内圧を負荷した後に、内圧を一定に保ちながら、管軸方向に強制変位を与えることで静的引張荷重を負荷した。軸方向の公称応力は、強制変位によって負荷される引張荷重に対して内圧による軸力を加味し、その合計荷重を断面積で割ることで求めた。継手の引張強さは最大荷重時の公称応力として求めた。軸方向のひずみは、周溶接部より軸方向に ±150 mm 離れた位置における母材の遠方ひずみとして求めた。

Fig. 3.3 に FEM 解析より得られた、周溶接継手の最大荷重時点までの公称応力一遠方ひずみ関係を示す。いずれの内圧レベルでも、HAZ 自体の引張強さよりも継手の引張強さは高い。これは、軟化 HAZ へ塑性拘束効果が働き、強度が上昇したものと考えられる。内圧

が負荷されると、継手の最大強度は高くなる一方で、最大荷重時のひずみは低下する。また、図中には、破断位置として、解析上で最終的にネッキング変形が集中した金属組織も示す。Fig. 3.4 に FEM 解析より得られた変形図の例を示す。内圧が低い場合には母材でネッキングしたのに対して、内圧が高い場合には HAZ でネッキングが生じた。このように、軟化 HAZ 周辺接継手の強度や変形性能は内圧の影響を受けることが明らかとなった。

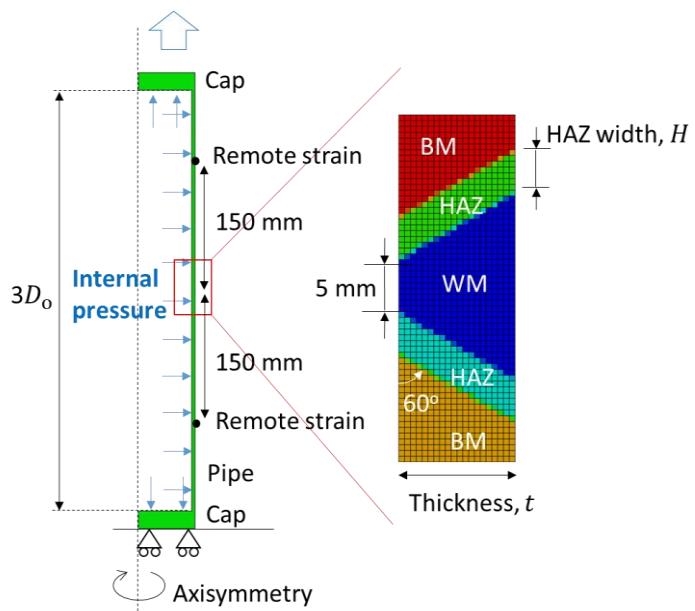


Fig. 3.2 FE model

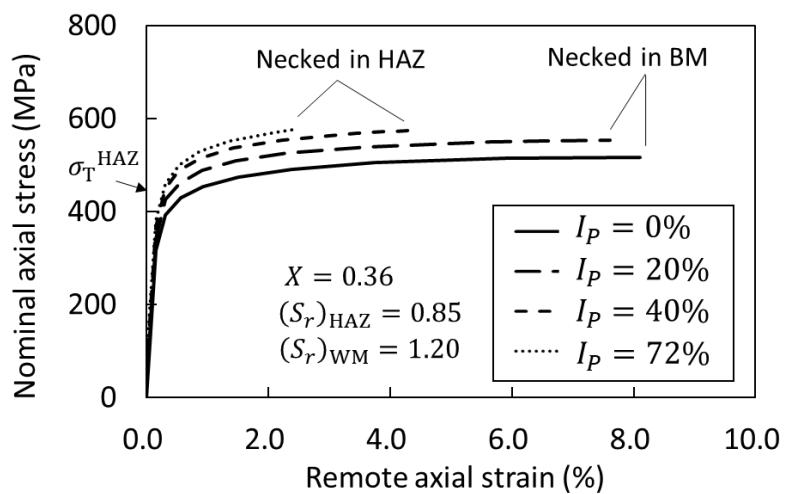


Fig. 3.3 Effect of internal pressure on tensile strength and deformability of girth weld joint with softened HAZ

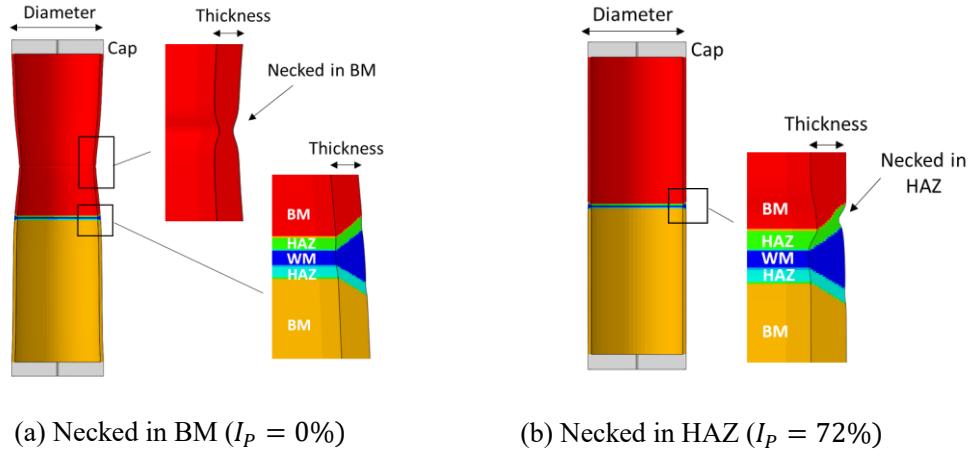


Fig. 3.4 Necking behavior of girth weld pipe in FEM results
 $(X = 0.36, (S_r)_{HAZ} = 0.85, (S_r)_{WM} = 1.2)$

3.4 軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式に対する内圧の影響の補正

本項では、内圧負荷時の軟化 HAZ 周溶接継手の強度評価式を確立すべく、前章で構築した軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式に対する内圧の影響の補正方法について考察を行う。まず、FEM 解析結果より得られた継手の引張強さと、広幅継手の強度評価式より得られた継手の引張強さを比較する。続いて、その比較結果をもとに、軟化 HAZ 継手の強度評価式に対する内圧の影響の補正方法を考察する。補正では、内圧負荷時の鋼管材料の見かけの強度、および引張負荷中の鋼管材料の収縮挙動にそれぞれ着目する。ここでは、イーブンマッチ継手（溶接金属の強度が母材と等しい継手）を対象に補正方法を検討する。

3.4.1 軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さに対する内圧の影響の把握

3.3 節で示した FEM 解析結果より得られた内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さと、広幅継手の強度評価式より得られた引張強さ ((3.1)-(3.3)式) を比較した結果を Fig. 3.5 に示す。内圧が負荷されていない場合には、両者の結果は良く一致する。広幅継手の強度評価式は板幅板厚比が 5 ~ 7 以上の試験片形状^[2]を対象としており、管厚に対して管の外周長さ（広幅試験体での幅に相当）が十分に長い周溶接継手に対しても、強度評価式はそのまま適用できる^[11]。一方、内圧負荷時には両者の結果は一致せず、内圧負荷時の引張強さは内圧が無い場合よりも高くなっている。広幅継手の強度評価式に対して補正が必要となる。

3.4.2 内圧負荷時の鋼管材料の見かけの強度を考慮した補正

軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式を補正するため、内圧負荷時の鋼管材料の見かけの軸方向強度に着目する。单一材料の鋼管が内圧負荷中に軸方向の荷重を受ける場合を想定すれば、内圧負荷によって生じる一定の周方向応力の影響で、鋼管材料の見かけの軸方向引張強度が上昇すると考えられることから、その影響を強度評価式に組み込む方法を検討する。

まず、鋼管材料を対象に、内圧負荷時の軸方向の引張強さ（最大荷重時の軸方向応力）の

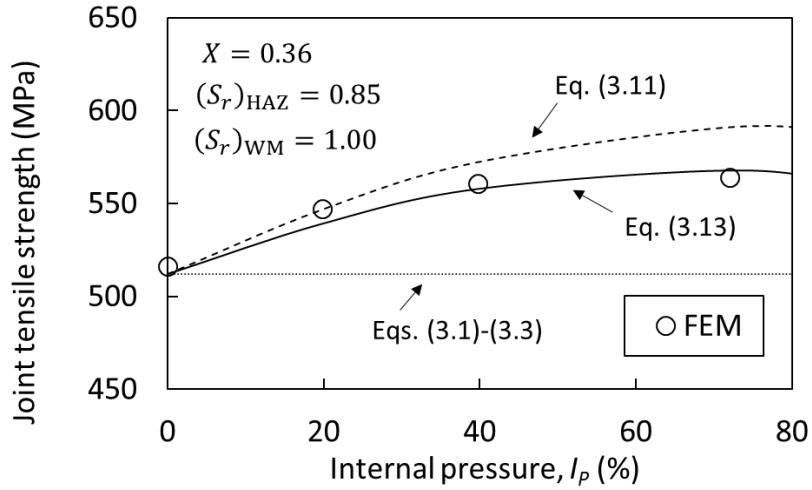


Fig. 3.5 Comparison of tensile strength between the calculation results and FEM results

計算式を提案する。周方向応力と軸方向応力の二軸応力状態における相当応力 $\bar{\sigma}$ は、Misesの降伏関数を仮定すれば(3.9)式で表せる。なお、一部のパイプライン鋼の降伏曲面はMisesの降伏関数で表現できない事例^[12,13]も報告されていることから、そのような場合は、評価対象とするパイプライン鋼の降伏曲面を再現できる降伏関数を適用することが望ましい。

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_a - \sigma_h)^2 + \sigma_h^2 + \sigma_a^2 \}} \quad (3.9)$$

σ_a は軸方向応力、 σ_h は周方向応力である。ここで、内圧による一定の周方向応力下で軸方向応力を受けたときの相当応力が、単軸引張での引張強さ σ_T 時点の相当応力と等しくなったときに、二軸応力条件下でも最大引張応力（引張強さ）になると考える。この考えに基づけば、(3.9)式から、ある周方向応力 σ_h での軸方向の引張強さ $(\sigma_T)_{I_p}$ は(3.10)式で表せる。母材のみからなる鋼管材料を対象とした場合の(3.10)式の計算結果をFig. 3.6に示す。内圧による周方向応力が引張強さの0.6程度までの範囲では、内圧の増加につれて軸方向の見かけの引張強さも上昇する。

$$(\sigma_T)_{I_p} = \frac{1}{2} \left[\sigma_h + \sqrt{\sigma_h^2 - 4(\sigma_h^2 - \sigma_T^2)} \right] \quad (3.10)$$

なお、(3.10)式の導出にあたっては、簡易的に降伏関数に引張強さの公称値を入力しているが、厳密に真応力に換算した応力値を用いても、 $(\sigma_T)_{I_p}$ の計算結果にほとんど差異が無いことを別途確認している。Fig. 3.7に、(3.10)式およびFEMより得られた、内圧負荷時の鋼管材料の軸方向の最大引張応力（見かけの引張強さ）を示す。計算結果はFEM解析結果とよく一致しており、計算手法の妥当性が確認できる。

続いて、軟化HAZ継手の強度評価式において、内圧負荷時の鋼管材料の見かけの強度を考慮した補正手法を検討する。強度評価式((3.1)-(3.3)式)への入力値である $(S_r)_{HAZ}$ については、分子であるHAZの引張強さと分母である母材の引張強さが共に同様の内圧の影響を

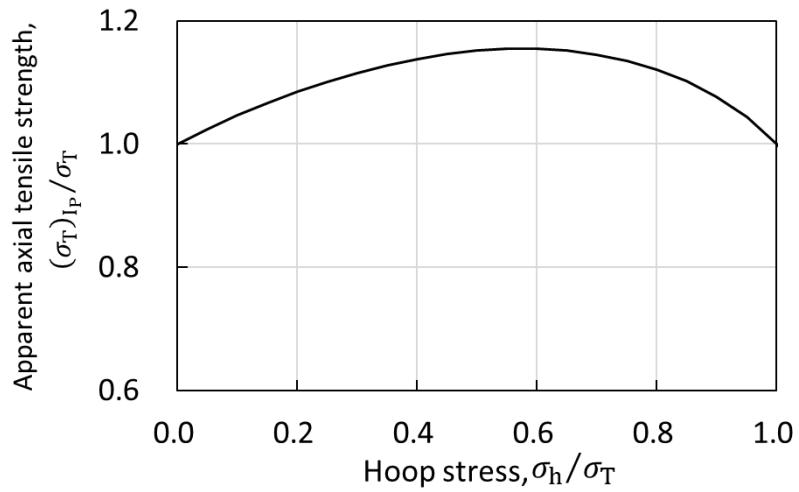


Fig. 3.6 Apparent axial tensile strength of pipe material under internal pressure

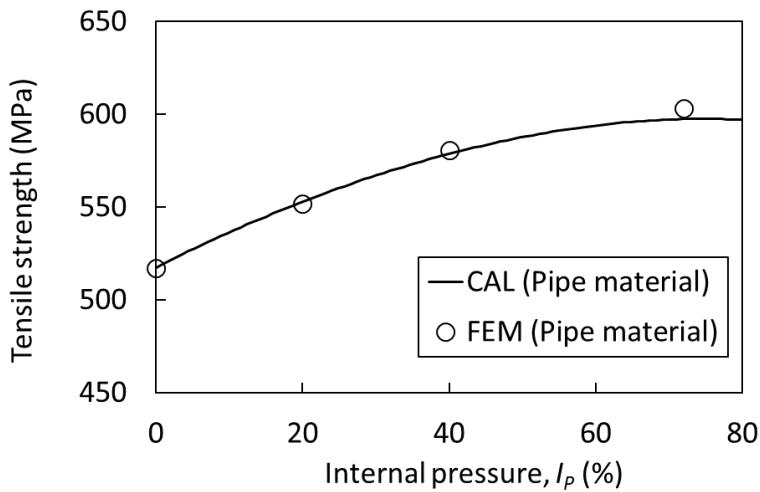


Fig. 3.7 Tensile strength of pipe material under internal pressure

受け、その影響が分子と分母で打ち消されるため、内圧の影響を補正する必要は無い。そのため、(3.1)-(3.3)式で求まる継手強度比(S_r)_Jは内圧の影響を受けない。このときの継手強度 $(\sigma_T^J)_{I_P}$ は、(3.11)式に示すように、(3.10)式によって内圧の影響を補正した母材強度 $(\sigma_T^{BM})_{I_P}$ と $(S_r)_J$ の積から求められる。

$$(\sigma_T^J)_{I_P} = (S_r)_J \cdot (\sigma_T^{BM})_{I_P} \quad (3.11)$$

Fig. 3.5において、内圧負荷時の母材強度を考慮して求めた引張強さ((3.11)式)は、FEM 解析結果と概ね一致しており、補正方法の妥当性が確認できる。ただし、(3.11)式で算定される継手強度はFEM結果に対して、特に内圧が高い範囲でやや過大に見積もる傾向がある。

3.4.3 内圧負荷時の鋼管材料の管周・管厚方向の収縮比の影響を考慮した補正

内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さの予測精度を向上させるため、内圧負荷時の鋼管材料の収縮挙動に着目した補正について検討する。Fig. 3.8 に、各内圧に対する鋼管材料の収縮挙動を示す。塑性変形体積一定則に従い、内圧が高く、周方向応力が大きくなるほど、軸方向の塑性変形に対して周方向の収縮変形が抑制され、管厚方向の収縮変形が促進される^[5]。このように、内圧に応じて管の収縮変形挙動が異なることから、軟化 HAZ が母材から受ける塑性拘束もその影響も受けると考えられる。そこで、軟質継手の考察^[4]にならない、(3.2)式で示される HAZ 等価相対厚さに着目した。HAZ 等価相対厚さは、HAZ との境界面における母材の塑性変形の影響を考慮するために導入されたものであり、実験結果を回帰することで得られている。本検討では、内圧負荷時の HAZ 等価相対厚さの式を、FEM 解析結果を回帰することで求める。

Fig. 3.9 に、内圧の負荷レベルに応じた HAZ 等価相対厚さ X_{eq} を示す。ここで、FEM 解析より得られた X_{eq} は、FEM 解析で得られた継手の引張強さを(3.1)式の $(S_r)_J$ の σ_T^J へ代入して X_{eq} について解いたものである。図中の X の範囲は、継手強度が母材の塑性変形の影響を受ける(3.2)式下段の範囲に含まれる。Fig. 3.9 の FEM 結果より得られた、 X_{eq} と X の関係に着目すれば、内圧が高くなるほど、 X_{eq} と X が傾きが大きくなる傾向を示す。そこで、これらの FEM 解析結果と一致するように回帰することで、内圧負荷時の X_{eq} の計算式は近似的に(3.12)式のように表せる。

$$(X_{\text{eq}})_{I_p} = \begin{cases} X & (X > 2X_R^{\text{BM}}) \\ \left[0.5 + 4.45 \left(\frac{\sigma_h}{\sigma_T^{\text{BM}}} \right) \right] \cdot X + X_R^{\text{BM}} & (X \leq 2X_R^{\text{BM}}) \end{cases} \quad (3.12)$$

ここで、 X_R^{BM} は(3.3)式より求まる係数である。

鋼管材料の収縮挙動の影響を(3.12)式で補正して得られた $(X_{\text{eq}})_{I_p}$ を、(3.1)式の X_{eq} に入力することで、内圧負荷時の継手強度比 $[(S_r)]_{I_p}$ が計算できる。このときの継手強度は、鋼管材料の見かけの強度 ((3.10)式) も考慮すれば、(3.13)式で表せる。(3.13)式の計算結果を Fig. 3.5 に示す。(3.13)式の計算結果は、鋼管材料の見かけの強度のみを補正して得られる計算結果 ((3.11)式) に対して、FEM 結果とより良く一致していることから、鋼管母材の収縮挙動も補正した強度評価式 ((3.13)式) の妥当性が確認できる。

$$(\sigma_T^J)_{I_p} = [(S_r)]_{I_p} \cdot (\sigma_T^{\text{BM}})_{I_p} \quad (3.13)$$

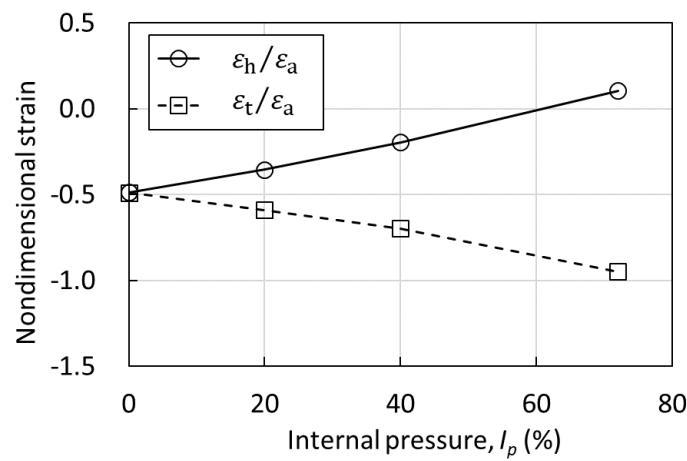


Fig. 3.8 Effect of internal pressure on shrinkage behavior of base metal at maximum axial load
 ε_a : Axial strain, ε_h : Hoop strain, ε_t : Thickness strain

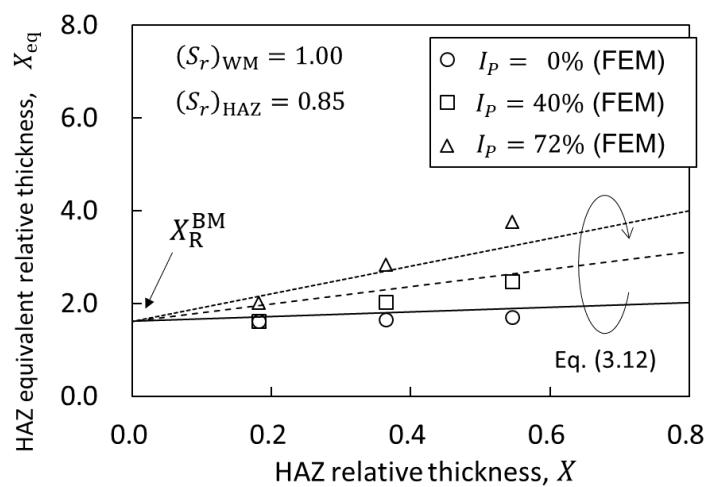


Fig. 3.9 Comparison of HAZ equivalent relative thickness between the calculation results and FEM results

3.5 内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の強度評価式の提案

3.5.1 強度評価式の計算手順

3.4 項での考察を踏まえて、提案する内圧負荷時の軟化 HAZ 周溶接継手の強度評価式の計算フローを Fig. 3.10 に示す。計算フローの詳細を以下に示す。

- 1) 溶接金属強度を母材強度とみなした仮想イーブンマッチ継手の計算モデル、および母材強度を溶接金属強度みなした仮想溶接金属イーブンマッチ継手の計算モデルのそれに対して、(3.12)式を用いて、内圧の影響を考慮した HAZ 等価相対厚さ $(X_{eq})_{Ip}$ をそれぞれ算出する。
- 2) (3.4)式を用いて、仮想イーブンマッチ継手の HAZ 等価相対厚さ $(X_{eq})_{Ip}_{EM}$ と仮想溶接金属イーブンマッチ継手の HAZ 等価相対厚さ $(X_{eq})_{Ip}_{EM-WM}$ の平均を取ることで、オーバーマッチ継手の HAZ 等価相対厚さ $(X_{eq})_{Ip}_{OM}$ を計算する。
- 3) (3.1)式で $X_{eq} = [(X_{eq})_{Ip}]_{OM}$ として継手強度比 $[(S_r)_J]_{Ip}$ を計算する。
- 4) $[(S_r)_J]_{Ip}$ は 1.0 を上限とし、1.0 の場合は母材破断、1.0 を下回る場合は HAZ 破断と判定する。継手の引張強さ $(\sigma_T^J)_{Ip}$ は、HAZ で破断する場合には $(S_r)_J]_{Ip}$ と内圧負荷時の母材の引張強さ $(\sigma_T^{BM})_{Ip}$ の積で求められ、母材で破断する場合には $(\sigma_T^{BM})_{Ip}$ として求められる。ここで、 $(\sigma_T^{BM})_{Ip}$ は(3.13)式より求められる。

3.5.2 FEM 解析による強度評価式の妥当性検証

Fig. 3.11 に、図中の種々の溶接部性状の条件のもとで、提案した強度評価式の計算結果と FEM 解析結果との比較を示す。決定係数は 0.98 であり、一般的に想定されるパイプライン溶接部性状に対して、提案式は継手の引張強さを良く予測できている。

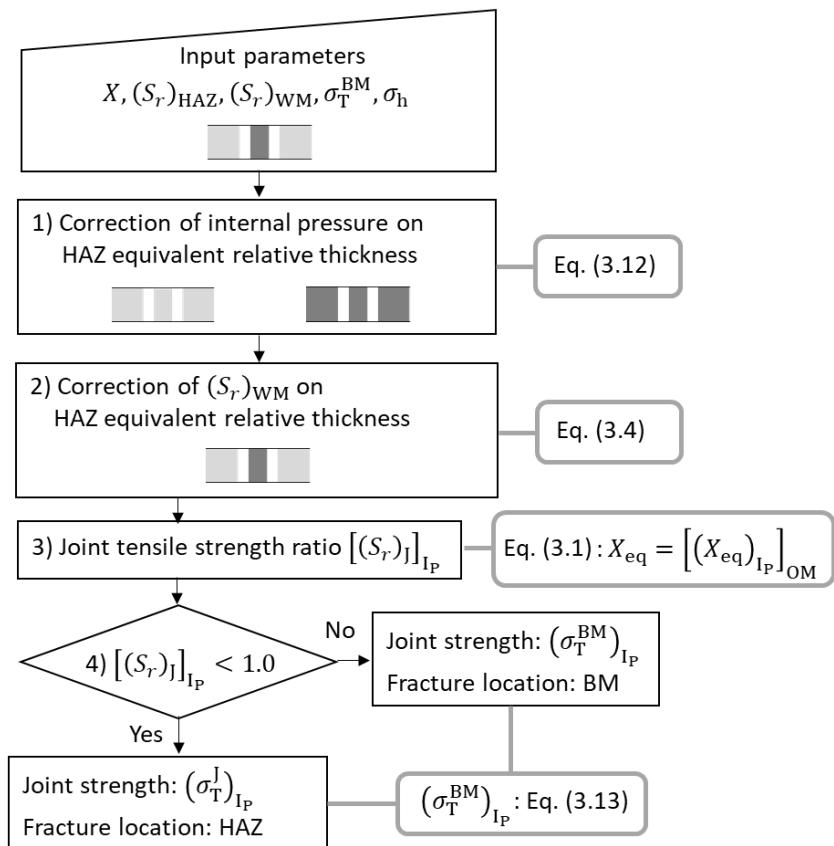


Fig. 3.10 Flow of estimation of girth weld joint strength considering effect of internal pressure

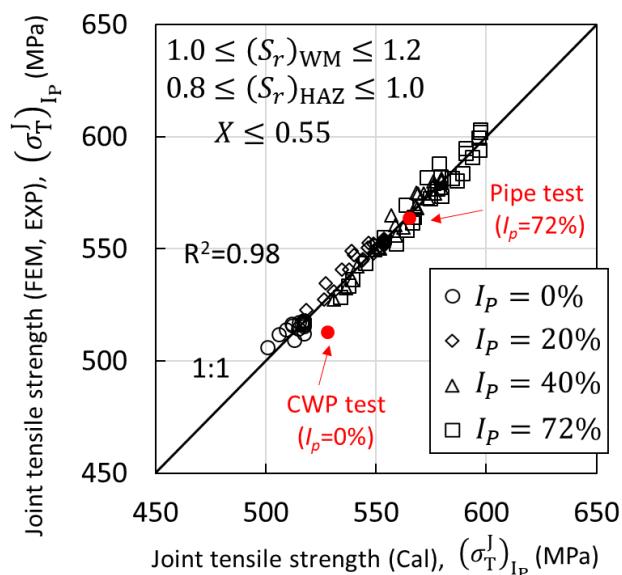
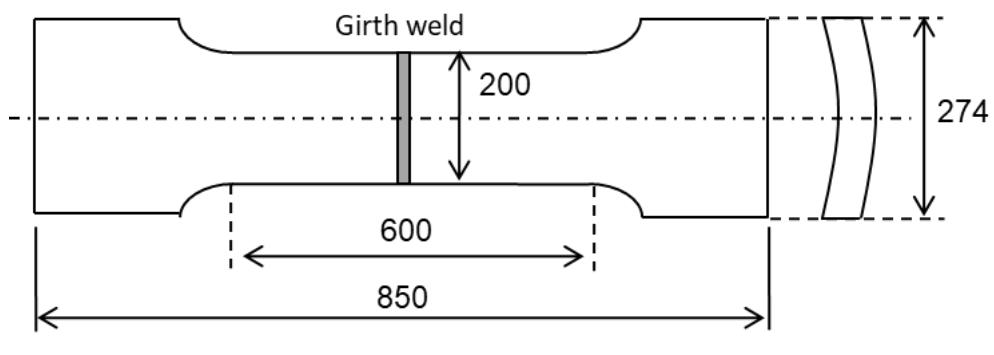


Fig. 3.11 Validation of proposed joint strength formula by FEM results

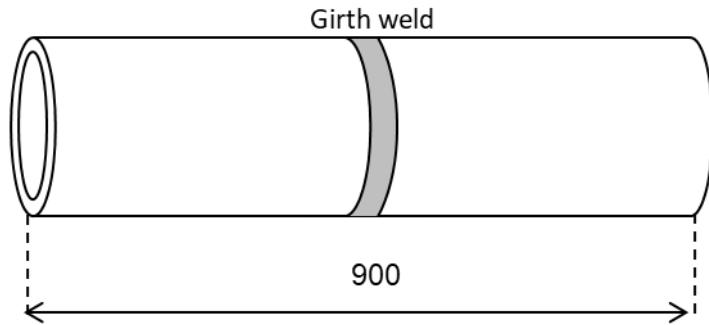
3.5.3 実管試験による強度評価式の妥当性検証

3.5.3.1 実管試験の方法

軟化 HAZ 周溶接継手を用いた実管引張試験を行い、提案する強度評価式の妥当性を検証する。Table 2.2 の No.1 の周溶接継手を用いて、内圧無しの実管引張試験に相当する CWP(Curved wide plate)引張試験と、内圧を負荷した状態での実管引張試験をそれぞれ実施した。Fig. 3.12 は継手引張試験の試験片の形状および寸法である。いずれの試験体も周溶接部の余盛は除去した。内圧は 14.8 MPa とし、内圧係数 I_p (内圧による周方向応力／母材の降伏応力) の指標を用いて、72% I_p に相当する負荷レベルとした。なお、 I_p の計算に用いた母材の降伏応力は規格最小値とした。内圧は水により負荷し、引張試験中は一定の内圧となるように制御した。試験時には、ロードセルにより軸荷重を、ひずみゲージにより母材部の軸方向の局所ひずみをそれぞれ計測した。



(a) CWP specimen



(b) Full-scale pipe

Fig. 3.12 Geometry and dimension of tension test specimens

3.5.3.2 実管試験の結果

Fig. 3.13 に、引張試験後の両試験体の写真を示す。内圧有／無のいずれの試験体も HAZ 部でくびれ変形が生じて、HAZ 部から破断した。また、Fig. 3.13 に公称応力と母材部の遠方軸ひずみを示す。公称応力は、計測した軸荷重を無負荷時の管断面積で除した応力に、内圧による軸方向応力を加味して求めた。遠方ひずみは、周溶接部から ± 150 mm の位置において 90° ピッチで計測した母材部の局所軸ひずみの計 8 点の平均値とした。内圧が負荷されると周溶接継手の引張強さが増加し、内圧無の場合の引張強さは 513 MPa であったのに対して、内圧有の場合の引張強さは 564 MPa であった。また、内圧負荷時の周溶接継手の引張強さは、HAZ で破断しているにもかかわらず、母材の引張強さ (533 MPa) を上回る結果となった。また、内圧が負荷されると最大荷重時の遠方ひずみは低下し、内圧無の場合は 5.7% であったのに対して、内圧有の場合は 2.1% であった。



(a) CWP specimen



(b) Full-scale pipe

Fig. 3.13 Photographs of pipe specimens after tension tests

Fig. 3.15 に、実験結果と比較する形で提案する強度評価式による計算結果を示す。計算は Fig. 3.10 の計算フローに従った。図中には、計算より求めた、内圧に応じた継手の引張強さと母材の引張強さをそれぞれ示す。Fig. 3.11 にも本実験結果を追記する。継手強度の計算結果と FEM 結果は内圧負荷時でも良く一致しており、強度評価式の妥当性が確認できる。加えて、強度評価式では、継手の引張強さが母材の引張強さ未満であれば HAZ 部での破断と判定することから、計算結果ではいずれの試験体も HAZ 破断と評価しており、実験結果と一致する。このように、強度評価式より得られた継手の引張強さおよび破断位置は実験と良く一致していることから、実証試験においても、提案する強度評価式の妥当性が確認できた。

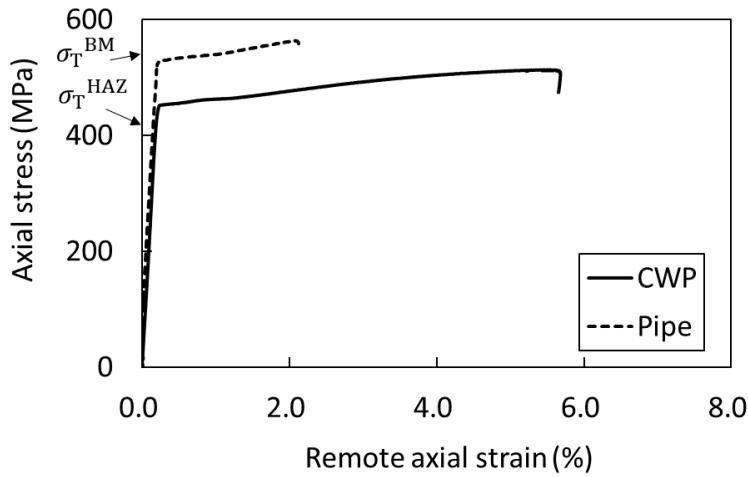


Fig. 3.14 Experimental results of full-scale tension tests

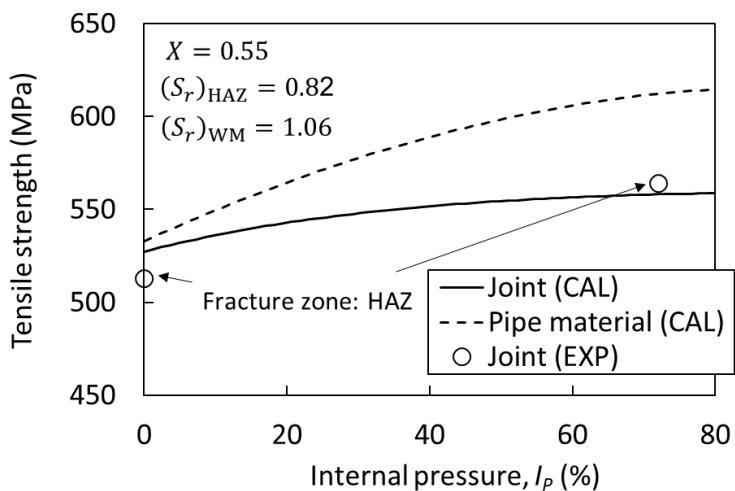


Fig. 3.15 Validation of proposed tensile strength evaluation formula by experimental results

3.6 内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみ評価式の提案

3.6.1 軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみ評価法

前節では継手の許容荷重である引張強さを求める評価式を提案したが、ラインパイプが大変形を受ける際の変形性能である許容ひずみ（軸引張中の最大荷重時の母材遠方ひずみ） ε_T^J も重要となる。そこで、次の手順で ε_T^J を算定する手法を提案する。まず、鋼管材料の軸方向の機械特性である応力-ひずみ関係を、内圧負荷時の鋼管材料の軸方向の応力-ひずみ関係に変換する。この応力-ひずみ関係から、前節で提案した強度評価式より算定される継手の引張強さと同じ公称応力を示すときの公称ひずみが許容ひずみ ε_T^J として求められる。

3.6.2 内圧負荷時の鋼管材料の応力-ひずみ関係の計算手法

鋼管材料の応力-ひずみ関係における各応力・ひずみの値を内圧負荷時の値にそれぞれ変換する計算手法を提案する。以下、表記を区別するため、単軸負荷時の軸方向の応力とひずみをそれぞれ $(\sigma_a)_o$ と $(\varepsilon_a)_o$ とし、それらと対応する内圧負荷時の軸方向の応力とひずみをそれぞれ $(\sigma_a)_{I_p}$ と $(\varepsilon_a)_{I_p}$ とする。

応力の変換式は、3.4.2 項の(3.10)式と同様に、単軸引張状態と内圧負荷時の軸引張状態で相当応力が等価となるように変換する。(3.10)式では単軸引張の引張強さ σ_T 時点の相当応力に着目しているが、これを任意の軸応力に対応した形とする。(3.10)式で σ_T を $(\sigma_a)_o$ と置き換えれば、軸方向応力の変換式が(3.14)式で表せる。

$$(\sigma_a)_{I_p} = \frac{1}{2} \left[\sigma_h + \sqrt{\sigma_h^2 - 4(\sigma_h^2 - (\sigma_a)_o^2)} \right] \quad (3.14)$$

ひずみの変換では、相当塑性ひずみが等価になるように変換する。内圧負荷中に軸方向引張を受ける管を想定すると、降伏領域では比例負荷（周方向応力と軸方向応力の比が一定）と概ね近似できることから、その塑性挙動は全ひずみ理論を仮定できる。全ひずみ理論に基づけば、応力経路を考慮する必要はなく、相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}^P$ は(3.15)式で表せる。なお、ここでは近似的に、式中のひずみの値は公称の全ひずみとする。

$$\bar{\varepsilon}^P = \sqrt{\frac{2}{3} \{ (\varepsilon_a)^2 + (\varepsilon_h)^2 + (\varepsilon_t)^2 \}} \quad (3.15)$$

ここで、周方向と軸方向のひずみ比($= \varepsilon_h / \varepsilon_a$)および管厚方向と軸方向のひずみ比($= \varepsilon_t / \varepsilon_a$)は、周方向と軸方向の応力比 α ($= \sigma_h / \sigma_a$)を用いて、近似的に(3.16)式で表せると仮定する。(3.16)式では、塑性変形体積一定則を考慮し、 α が 0 の場合（軸力のみ負荷される場合）は、 $\varepsilon_h / \varepsilon_a$ および $\varepsilon_t / \varepsilon_a$ が $-1/2$ となり、 α が 1.0 の場合（軸方向応力と周方向応力が等しい場合）は、 $\varepsilon_h / \varepsilon_a$ が 1.0、 $\varepsilon_t / \varepsilon_a$ が -2.0 となるように定式化している。これらの関係に加えて、 $\varepsilon_h / \varepsilon_a$ および $\varepsilon_t / \varepsilon_a$ が α と線形関係になると仮定している。

$$\begin{cases} \varepsilon_h / \varepsilon_a = -\frac{1}{2} + \frac{3}{2} \alpha \\ \varepsilon_t / \varepsilon_a = -\frac{1}{2} - \frac{3}{2} \alpha \end{cases} \quad (3.16)$$

(3.16)式を(3.15)式に代入すれば、内圧負荷時の軸引張状態での相当塑性ひずみが α の関数として(3.17)式で表せる。

$$\overline{\varepsilon^p} = \varepsilon_a \sqrt{1 + 3\alpha^2} \quad (3.17)$$

相当塑性ひずみで等価な条件から、単軸引張状態と内圧負荷中の軸引張状態での軸ひずみの変換式が(3.18)式で表せる。

$$(\varepsilon_a)_{I_p} = (\varepsilon_a)_o \frac{1}{\sqrt{1 + 3\alpha^2}} \quad (3.18)$$

なお、応力比 α は $\sigma_h/(\sigma_a)_{I_p}$ より求められる。

以上より、鋼管材料の軸方向の応力-ひずみ関係に対して、応力は(3.14)式、ひずみは(3.18)式を適用することで、内圧負荷時の軸方向の応力-ひずみ関係へ変換できる。Fig. 3.16に示すように、各内圧レベルでの母材の軸方向の応力-ひずみ関係の計算結果とFEM解析結果とが良く一致することから、提案する計算手法の妥当性が確認できる。なお、内圧が高いほど、鋼管材料の強度が上昇して一様伸びが低下する傾向は、実験的にも同様の傾向が確認されている^[14]。

3.6.3 軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみの計算例

Fig. 3.17に、許容ひずみ ε_T^J の計算例を示す。Fig. 3.17(a)は $I_p=0\%$ の条件で、FEM結果で母材破断となった場合の例である。計算結果から、強度評価式より求まる継手強度 σ_T^J が母材強度 σ_T^{BM} となることから、 ε_T^J は鋼管材料の一様伸び ε_T^{BM} と一致する結果となる。図中の鋼管母材の応力ひずみ関係は(3.5)～(3.7)式より求めた。Fig. 3.17(b)は $I_p=72\%$ の条件で、FEM結果でHAZ破断となった場合の例である。図中には、(3.5)～(3.7)式より求めた母材の応力ひずみ関係に対して、(3.14)式と(3.18)式を用いて、内圧負荷時の応力ひずみ関係を計算した結果を示す。この応力ひずみ関係に対して、強度評価式より求まる継手強度 σ_T^J と母材の公称応力が一致するときの母材ひずみが ε_T^J となる。 σ_T^J が見かけの母材強度 σ_T^{BM} よりも小さいため、母材が一様伸びに至る前に継手の変形が打ち切られ、 ε_T^J は ε_T^{BM} よりも低下する。

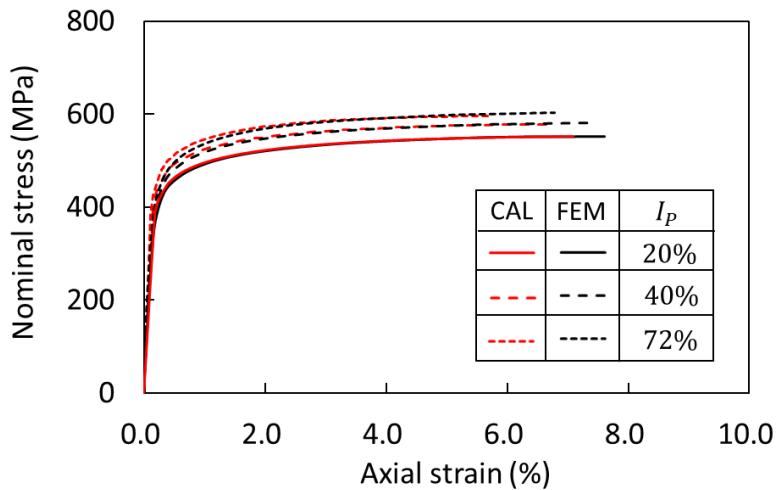
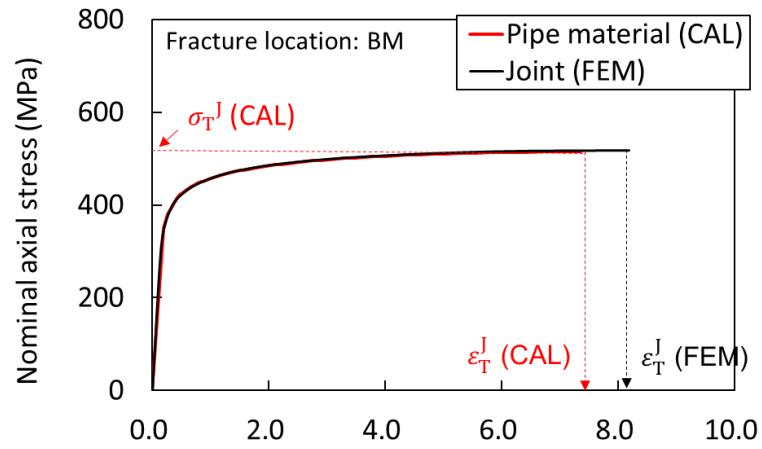
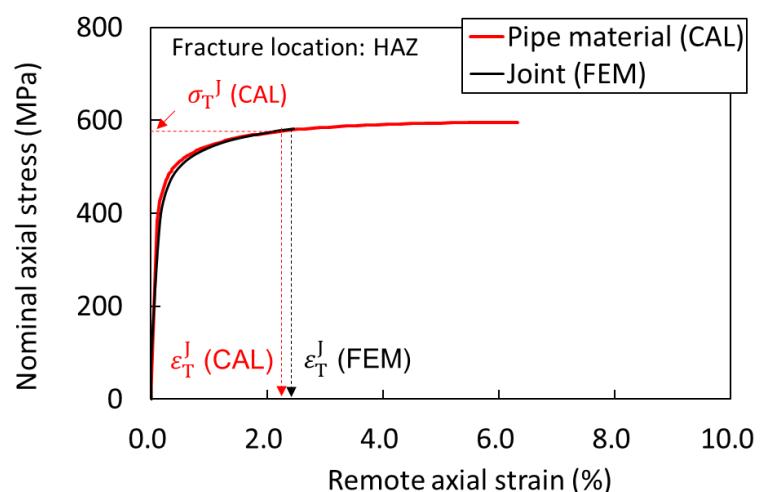


Fig. 3.16 Validation of the calculated axial stress-strain relationship of pipe material under internal pressure by FEM results



(a) $I_P=0\%$



(b) $I_P=72\%$

Fig. 3.17 Examples of the calculation results of remote strain of girth weld joint at maximum load

3.7 軟化 HAZ 周溶接継手の強度と許容ひずみに対する内圧の影響

提案した強度評価式を用いたパラメトリック計算により、周溶接継手の引張強さと変形性能に対する内圧の影響を明らかにする。ここでは、軟化 HAZ を有するオーバーマッチ継手 ($X = 0.36$, $(S_r)_{HAZ} = 0.85$, $(S_r)_{WM} = 1.2$) を一例として評価を行った。計算は Fig. 3.10 の計算フローに従った。鋼管材料の断面寸法および材料の応力-ひずみ関係は 3.3 項と同一とした。

3.7.1 内圧が軟化 HAZ 周溶接継手の引張強さに及ぼす影響

Fig. 3.18 に、継手の引張強さに対する内圧の影響を示す。図中には内圧に応じた継手および母材の強度の計算結果を示す。内圧が高くなるほど、継手強度は上昇するが、母材の見かけの強度が継手強度を上回るようになるため、破断位置が母材から HAZ に変化する。

3.7.2 内圧が軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみに及ぼす影響

Fig. 3.19 に、 ε_T^J に対する内圧の影響を示す。内圧が低く、母材破断となる領域では、 ε_T^J は ε_T^{BM} と一致するため、周溶接継手は高い変形性能を示す。一方で、内圧が高く HAZ 破断する領域では、母材の一様伸び ε_T^{BM} に達する前に鋼管材料の変形が打ち切られるため、 ε_T^{BM} と比較して ε_T^J が低下し、さらに、内圧が高いほど ε_T^J は低下する。

このように、提案する強度評価式を用いたパラメトリック計算により、周溶接継手の引張強さおよび許容ひずみに対する内圧の影響を明らかにした。

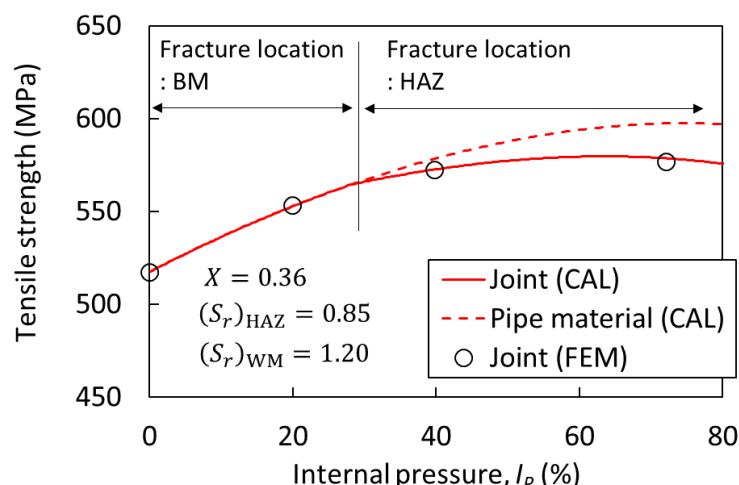


Fig. 3.18 Effect of internal pressure on tensile strength ratio of girth weld joint

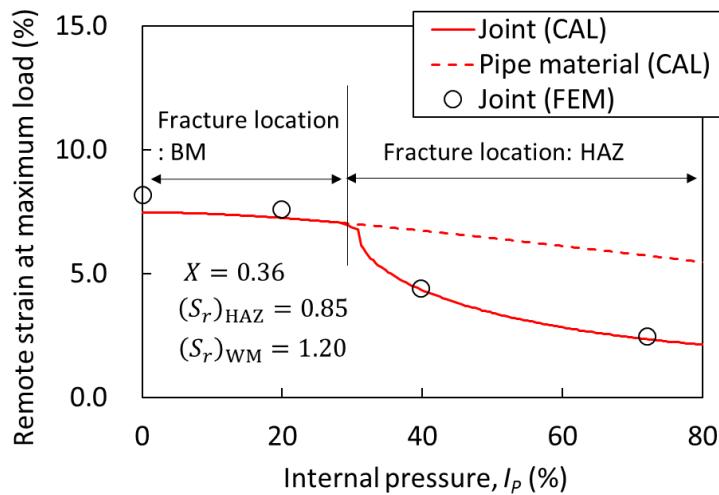


Fig. 3.19 Effect of internal pressure on remote strain of girth weld joint at maximum load

3.8 結言

本章では、軟化 HAZ を有するパイプライン周溶接継手の強度および許容ひずみ（最大荷重時点での母材部の遠方ひずみ）の評価式、および、これらの周溶接継手の力学的特性に対する内圧の影響について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 既往知見である軟化 HAZ 広幅継手の強度評価式に対して、内圧負荷時の鋼管材料の見かけの引張強さおよび収縮挙動を考慮して補正することで、内圧負荷時の軟化 HAZ 周溶接継手の強度評価式を提案した。
- (2) 内圧負荷時の母材の応力ひずみ関係の計算式を提案するとともに、強度評価式と組み合わせることで、内圧負荷時の軟化 HAZ 継手の許容ひずみ（最大荷重時の母材部遠方ひずみ）の評価式を提案した。
- (3) 提案した強度評価式を活用することで、内圧が周溶接継手の引張強さおよび許容ひずみに及ぼす影響を明らかにした。内圧が高いほど、継手の引張強さは上昇するが、母材の見かけの強度が継手強度を上回るようになるため、破断位置が母材から HAZ に変化する。HAZ 破断する場合は、鋼管材料の変形が母材の一様伸びに達する前に打ち切られるため、継手としての許容ひずみは低下し、内圧が高いほど、許容ひずみはさらに低下する。

参考文献

- [1] K. Satoh and M. Toyoda: Effect of Mechanical Heterogeneity on the Static Tensile Strength of Welded Joints, Journal of the Japan Welding Society, 40-9 (1971), 885-900, <https://doi.org/10.2207/qjjws1943.40.885>.
- [2] K. Satoh and M. Toyoda and E. Fugii: Tensile Behaviors and Strength of Soft Welded Joints, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 132 (1972), 381-393, https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1972.132_381.
- [3] M. Toyoda: Ph.D. thesis, Osaka University, (1973).
- [4] 日本溶接協会 鉄鋼部会 SJ 委員会：軟質溶接継手の力学的挙動と強度に関する研究, SJ 委員会総合報告書 (1975) .
- [5] T. Sakimoto, S. Igi, S. Endo, M. Ohata and F. Minami: The Influence of Internal Pressure on Ductile Fracture from a Circumferential Surface Defect on a Pipe, Journal of Japan High Pressure Institute, 49-4 (2011), 157-164, <https://doi.org/10.11181/hpi.49.157>.
- [6] S. Igi, T. Sakimoto and S. Endo: Effect of Internal Pressure on Tensile Strain Capacity of X80 Pipeline, Procedia Eng., 10 (2011), 1454-1456, <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.241>.
- [7] T. Shintomi, I. Chikushi, Y. Hashimoto, M. Ohata, M. Mochizuki and M. Toyoda: Effect of Weld HAZ Softening on Tensile Strength - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 1) -, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 21-3 (2003), 397-403, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.397>.
- [8] T. Shintomi, I. Chikushi, Y. Hashimoto, M. Mochizuki and M. Toyoda: Prediction of Tensile Strength of Welded Joints for Fine Grain Steel with Softened HAZ - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 2) -, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 21-3 (2003), 404-410, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.404>.
- [9] T. Shintomi, Y. Hashimoto, I. Chikushi, M. Mochizuki and M. Toyoda: Deformation and Ductile Crack Initiation in Weld HAZ Softening Joints - Studies on Deformation and Strength in Welded Joints of Fine Grain Steel (Report 3) -, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 21-3 (2003), 411-418, <https://doi.org/10.2207/qjjws.21.411>.
- [10] API 579-1/ASME FFS-1: FITNESS-FOR-SERVICE, (2016).
- [11] H. Kitano, S. Okano and M. Mochizuki: Effect of Softening on Tensile Strength Limit in Girth-Welded Pipe Joints, Proceeding of the ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2009-77445 (2009), 351-395, <https://doi.org/10.1115/PVP2009-77445>.
- [12] M. Mitsuya: Rupture prediction for induction bend pipes under opening mode bending, Quarterly journal of the Japan Welding Society, 34-2 (2016), 112-122,

<https://doi.org/10.2207/qjjws.34.112>.

- [13] M. Mitsuya: Evaluation method with finite-element analysis for bending rupture limit of line pipe with high design factor, Transaction of the Japanese Society of Mechanical Engineers, 82-836 (2016), 15-00450, <https://doi.org/10.1299/transjsme.15-00450>.
- [14] S. Onuki and Y. Seko: Effect of Internal Pressure on Ductile Fractures of Circumferential Weld Joints of X65 Pipeline, The 27th International Ocean and Polar Engineering Conference, ISOPE-I-17-412 (2017).

第4章 液状化側方流動により作用する管軸ひずみ評価式

4.1 緒言

第2, 3章では、パイプライン周溶接継手が軟化 HAZ を有する場合の内圧下での継手引張強度および許容ひずみの評価式を提案した。本章では、パイプライン周溶接継手の液状化耐震性評価にあたって、液状化側方流動によって管に作用する管軸ひずみの評価方法を検討対象とする。

地震動によって地盤が液状化すると、液状化した地盤が最大で数 m といったオーダーで下流方向に変位し、埋設パイプラインに大きな変形が生じることが想定される(Fig. 4.1^[1])。埋設管がこのような地盤変位を受けると、管に曲げや引張・圧縮といった塑性大変形を生じ得る。仮に、軟化 HAZ 継手のように局所的な低強度部が存在する場合、引張方向の管軸ひずみによって変形が低強度部に集中し、早期の破断を招く恐れがある。

地盤変位を受ける埋設パイプラインの変形挙動を評価する際には、地盤ばねによって支持されたパイプラインの解析モデルが適用される。解析手法の一つとして、有限要素解析等の数値解析技術を活用して非線形方程式を数値的に解く手法があげられる^[2-4]。数値解析では高精度に解が得られるものの、多岐にわたる入力条件の設定や煩雑な解析モデルの構築が必要となることから、管や地盤の各種諸元の影響評価も容易ではない。そのため、数値解析に依らない、管軸ひずみの簡易な算定式を構築することも工学的には望まれる。

地盤変位を受ける埋設管の変形計算式としては、パイプラインをケーブルと模擬して、地盤と管の間の摩擦力を受けるケーブルモデルがあげられる^[5, 6]。このコンセプトをもとに種々の計算モデル^[7, 8]が検討されており、特に、Karamitros らによる計算モデル^[9]を基に発展させる検討例が多い^[10-13]。Karamitros らの計算モデルは、管の曲げ変形を梁理論で解き、かつ軸力を力のつり合いから求め、曲げと軸力を受ける管断面の応力ひずみ分布に着目することで管軸ひずみを計算する手法である。本計算モデルは理論計算から管ひずみを計算できるものの、多数の複雑な連立方程式と収束計算が求められるために、必ずしも簡易的な

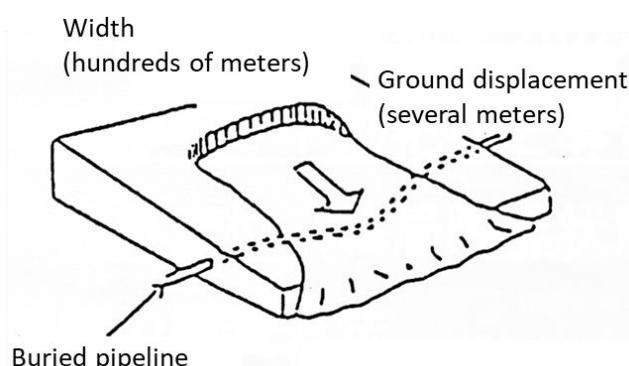


Fig. 4.1 Schematic diagram of liquefaction-induced lateral flow^[1]

手法とは言い難い。

そこで、本章では、管軸直角方向の地盤変位を受ける埋設パイプラインを対象に、管軸ひずみの簡易計算式を提案すると共に、管の断面寸法や強度といった諸元が管軸ひずみに及ぼす影響を明らかにする。本検討では、Karamitros らの考え方^[9]と同様に曲げと軸力の各負荷モードに着目しながら変形解析を行うが、その過程でいくつかの仮定を導入することで管ひずみ計算式の簡易化を試みる。また、提案式を用いて管の各諸元が管ひずみに及ぼす影響を検討する。

なお、Fig. 4.2(a)の管軸方向に地盤流動が作用するケースでは、管と地盤の相互作用を考慮した管の変形解析から、管軸ひずみの簡易な算定式が提案されている^[1]。そのため、本検討では、簡易計算式が確立されていない、Fig. 4.2(b)の管軸直角方向に地盤流動が作用するケースを対象とする。このモードでは、管軸直角方向の地盤変位によって、管に軸力と曲げ変形が重畠して作用する変形モードとなる。

4.2 液状化側方流動を受ける埋設管の近似変形解析モデル

4.2.1 管と地盤の相互作用特性および管材料特性

埋設パイプラインの変形解析においては、地盤変位に伴う地盤反力を表現するために、地盤ばねとパイプラインの相互作用モデルに対して地盤変位を作用させるモデルが一般的に用いられる^[14]。液状化指針^[1]では、Fig. 4.3 に示すように、このような相互作用モデルを、管と地盤の相対変位が小さい領域では線形モデルとし、相対変位が一定値以上になると地盤反力が一定の値となる非線形モデルとして表現する。変形解析においては、地盤変位が数 m と大きい場合、地盤ばねの弾性域における地盤反力の影響を無視し、相対変位が生じる

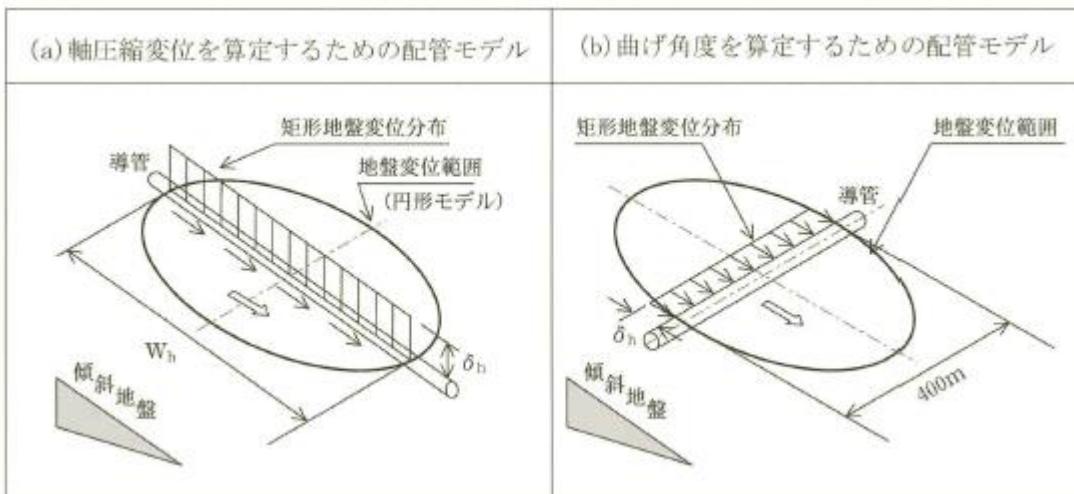


Fig. 4.2 Assumed liquefaction-induced lateral flow types

範囲で一定の地盤反力を作用させる相互作用モデルと仮定できる^[15]。本検討で対象とする液状化側方流動の地盤変位は数 m に及ぶことを考慮し、相対変位が生じる範囲では一定値の地盤反力が作用するモデルを用いることとする。この場合、管軸方向および管軸直角方向における、単位長さあたりの地盤反力 f 、 q は、それぞれ式(4.1)式および(4.2)式として表される。

$$f = \tau_c \cdot \pi D_o \quad (4.1)$$

$$q = \sigma_c \cdot D_o \quad (4.2)$$

ここで、 τ_c は管単位表面積あたりの限界せん断応力で管軸方向の地盤拘束力、 σ_c は管単位投影面積あたりの管軸直角方向の最大地盤拘束力、 D_o は管外径である。液状化地盤における管軸直角方向の地盤反力は、非液状化地盤と比較して小さくなる。そのため、地盤反力の低減係数 α を導入し、液状化地盤における管軸直角方向の地盤反力は $q \cdot \alpha$ とする。

管の材料特性は、Fig. 4.4 に示すように、トリリニアモデルとする。 E 、 E_2 、 σ_y 、 σ_t は、それぞれ弾性域のヤング率、塑性硬化係数、降伏応力、引張強さとする。管の塑性モーメントは簡易的に(4.3)式で表す。

$$M_p = \sigma_y \frac{[D_o^4 - (D_o - 2t)^4]}{8D_o} \quad (4.3)$$

ここで、 t は管厚である。

4.2.2 作用外力のモデル化と埋設管の変形挙動

地震時の液状化側方流動によって管軸直角方向の地盤変位を受ける埋設パイプラインの近似変形解析モデルを Fig. 4.5 に示す。近似変形解析モデルでは、管の変形が最も大きくなる、液状化地盤と非液状化地盤との境界を切り出して示す。本検討では、液状化指針^[1]に基づいて、近似変形解析モデルを設定する。液状化側方流動による地盤変位は、液状化地盤の領域において管軸直角方向の矩形の地盤変位 δ とする。地盤境界位置での液状化地盤側と非液状化地盤側の管軸直角方向変位をそれぞれ δ_l と δ_n とする。これら管軸直角方向変位と地盤変位 δ との関係は(4.4)式と表せる。なお、本検討で想定する最大地盤変位は、液状化指針^[1]での上限値の 3 m とする。

$$\delta = \delta_l + \delta_n \quad (4.4)$$

非液状化地盤と液状化地盤において管軸直角方向の地盤反力を受ける管長さをそれぞれ L_q と $L_{q\alpha}$ とする。これらの管長さより外側の領域では、管と地盤の相対変位が 0 となり、パイプラインは地盤変位に追従する。

地盤変位が生じると、埋設パイプラインには地盤変位に伴う強制変位と地盤反力が作用し、管が変形する。地盤変位が小さい場合、管は液状化と非液状化の地盤境界部において主に曲げ変形を受ける。一方で、地盤変位が大きくなると、曲げ変形のみでは地盤変位を吸収しきれなくなり、管全体が軸方向に伸びるため、曲げ変形に加えて軸引張変形も重畠して生じることになる。

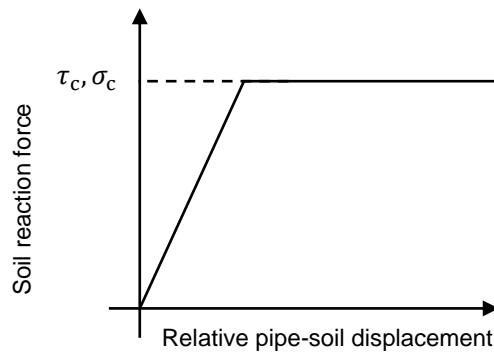


Fig. 4.3 Soil reaction force model in pipe axial and lateral direction

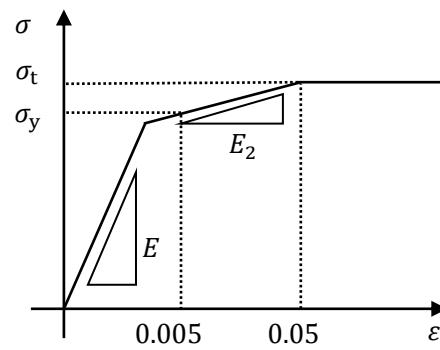


Fig. 4.4 Pipe material property model

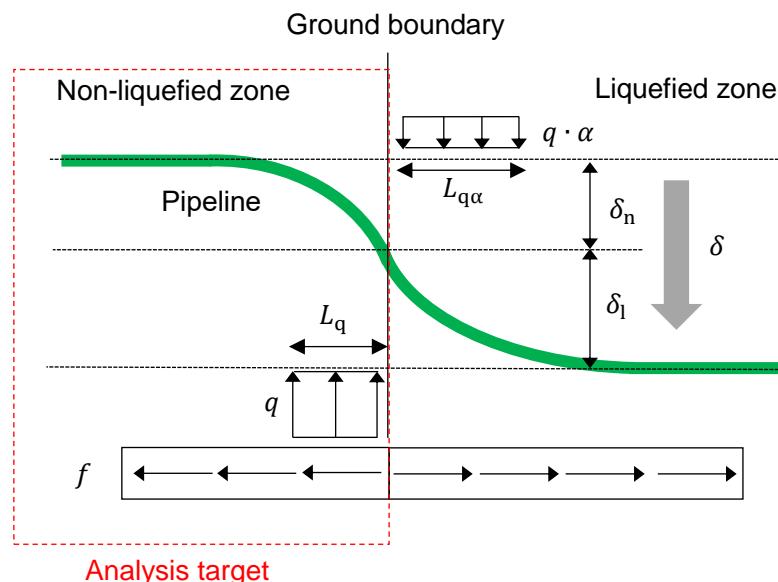


Fig. 4.5 Approximated pipeline analytical model

4.3 液状化側方流動を受ける埋設管の変形解析

前項の近似解析モデルを用いた変形解析により、以下の5つの手順で管軸ひずみの簡易評価式を導出する。

- Step.1 パイプラインが受ける地盤反力を考慮して、地盤境界部におけるパイプラインの管軸直角方向変位を定式化する。
- Step.2 弹性梁が地盤反力による等分布荷重を受けた場合の変形解析により、曲げモーメント分布から塑性ヒンジが発生する位置を算出する。その上で、塑性ヒンジを考慮して管の曲げ変形挙動を解析する。
- Step.3 軸方向の地盤反力と軸方向の管変形量から軸力を解析する。
- Step.4 曲げ変形に軸力が重畠した場合のパイプラインの変形挙動を解析する。
- Step.5 管断面の応力・ひずみ分布に着目して管軸ひずみを解析する。

ここでは、Fig. 4.5 にも示すように、解析対象は非液状化地盤におけるパイプラインを対象とする。この理由は、管軸直角方向の地盤反力は非液状化地盤の方が液状化地盤よりも大きいため、非液状化地盤内の方が、パイプラインの変形が局所化しやすく、発生する管軸ひずみが大きくなるためである。

4.3.1 Step 1. 地盤境界部でのパイプラインの管軸直角方向変位

Fig. 4.5 より、管軸直角方向の地盤反力に対する力のつり合いは(4.5)式で表せる。

$$L_{q\alpha} \cdot q \cdot \alpha = L_q \cdot q \quad (4.5)$$

ここで、地盤境界でのパイプライン変形の連続性を考慮して、液状化地盤側の L_q と δ_n の傾きが、非液状化地盤側の $L_{q\alpha}$ と δ_l の傾きと一致すると仮定する。

$$\frac{L_{q\alpha}}{\delta_l} = \frac{L_q}{\delta_n} \quad (4.6)$$

(4.5)と(4.6)式より、 δ_l と δ_n はそれぞれ(4.7)式と(4.8)式で表せる。

$$\delta_l = \frac{1}{\alpha + 1} \delta \quad (4.7)$$

$$\delta_n = \frac{\alpha}{\alpha + 1} \delta \quad (4.8)$$

4.3.2 Step 2. 管の曲げ変形の解析

まず、Takada ら^[16]が提案した埋設管の変形解析手法を適用し、管の曲げ変形および塑性ヒンジ位置を解析する。近似解析モデルは Fig. 4.6 と表せる^[17]。液状化地盤と非液状化地盤の境界における管の境界条件はヒンジと仮定する。地盤変位を受けて管が変形すると、管直角方向の地盤反力として等分布荷重 q が $x = (0, L_q)$ の範囲で作用し、 $x = L_q$ の管端部での管軸直角変位が δ_n となる。ここで、 L_q は力のつり合いによって定まる未知数である。 $x = 0$ での管の管軸直角変位および傾きは 0 と近似する。

$x = (0, L_q)$ における曲げ変形の微分方程式は(4.9)式で表せる。

$$EI \frac{d^4 w(x)}{dx^4} = -q \quad (4.9)$$

ここで, $w(x)$ は管軸直角方向の変位である. I は断面二次モーメントである. 境界条件は(4.10)式および(4.11)式である.

$$x = 0 \quad w(0) = 0 \quad \frac{dw}{dx}(0) = 0 \quad (4.10)$$

$$x = L_q \quad w(L_q) = \delta_n \quad \frac{d^2w}{dx^2}(L_q) = 0 \quad (4.11)$$

(4.9)式を(4.10)式および(4.11)式の境界条件を用いて解けば, 管軸直角変位および曲げモーメントが次のように求まる.

$$w(x) = \frac{-qL_q^4}{48EI} \left\{ 2 \left(\frac{x}{L_q} \right)^4 - 5 \left(\frac{x}{L_q} \right)^3 + 3 \left(\frac{x}{L_q} \right)^2 \right\} + \frac{\delta_n}{2} \left\{ - \left(\frac{x}{L_q} \right)^3 + 3 \left(\frac{x}{L_q} \right)^2 \right\} \quad (4.12)$$

$$M(x) = -EI \frac{d^2w}{dx^2} = \frac{-qL_q^2}{8} \left\{ -4 \left(\frac{x}{L_q} \right)^2 + 5 \left(\frac{x}{L_q} \right) - 1 \right\} + \frac{3EI \cdot \delta_n}{L_q^2} \left\{ \left(\frac{x}{L_q} \right) - 1 \right\} \quad (4.13)$$

ここで, $x = 0$ では管の傾きが 0 となる条件を踏まえ, 管軸直角方向の分布荷重による曲げモーメントと端部での強制変位による曲げモーメントが打ち消し合うものと仮定し, $x = 0$ での曲げモーメントを近似的に 0 とすれば, (4.13)式より, 管軸直角方向の地盤反力を受ける管長さ L_q が求まる.

$$L_q = \sqrt[4]{\frac{24EI \cdot \delta_n}{q}} \quad (4.14)$$

最大モーメントが生じる x 位置は, (4.13)式で $M'(x) = 0$ として求めれば, (4.15)式となる.

$$\frac{x}{L_q} = \frac{5}{8} - \frac{3EI\delta_n}{qL_q^4} = \frac{1}{2} \quad (4.15)$$

(4.15)式を(4.13)式へ代入すれば, 最大モーメント M_{\max} が(4.16)式として求まる.

$$M_{\max} = \frac{\sqrt{6}}{4} \sqrt{EIq\delta_n} \quad (4.16)$$

最大モーメントが生じる x 位置での曲率 κ_e は(4.17)式となる.

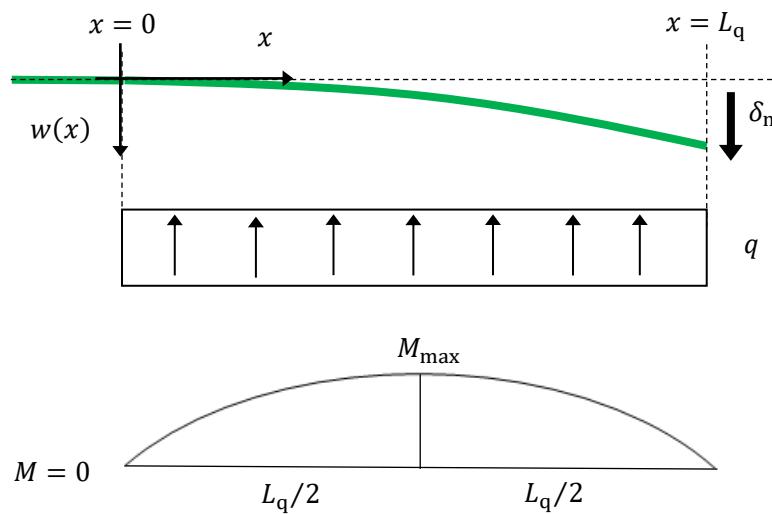


Fig. 4.6 Approximated analytical model for bending deformation

$$\kappa_e = \frac{M_{\max}}{EI} = \frac{\sqrt{6}}{4} \sqrt{\frac{q\delta_n}{EI}} \quad (4.17)$$

(4.16)式に示すように、 M_{\max} は管軸直角変位と共に増加して、 M_{\max} が管断面の塑性モーメントに達すると塑性ヒンジが形成される。塑性ヒンジが生じた際の地盤変位 $\delta_{n,p}$ は、(4.3)式の M_p を(4.16)式の M_{\max} に代入することで求まる。

$$\delta_{n,p} = \frac{8M_p^2}{3EIq} \quad (4.18)$$

続いて、塑性ヒンジ解析により、管の曲げ変形挙動を解析する。Fig. 4.7 はヒンジ解析のモデルである。図中の管長さ L_p は、塑性ヒンジが生じたときに地盤反力を受けている範囲の管長さであり、(4.18)式の $\delta_{n,p}$ を(4.14)式の δ_n に代入することで求められる。

$$L_p = \sqrt{\frac{8M_p}{q}} \quad (4.19)$$

また、(4.15)式より、塑性ヒンジが発生する x 位置は L_p の半分の値である。

塑性ヒンジ位置での曲げ角度 θ_p は、 $\theta_p \ll 1$ と仮定すれば、Fig. 4.7 の幾何学形状より(4.20)式で表せる。

$$\theta_p \cong \sin \theta_p = \frac{\delta_n}{L_p/2} \quad (4.20)$$

塑性ヒンジ形成後の最大曲率 κ_p は次のように近似的に求める。Fig. 4.8 に示すように、管の曲率は塑性ヒンジ位置で最大となり、塑性ヒンジ位置から離れるほど曲率は小さくなり、曲げ変形が生じない範囲では曲率は 0 となる。そこで、管の曲率とヒンジ位置からの距離とが比例関係になると仮定すれば、塑性ヒンジ位置での曲げ角度 θ_p と最大曲率 κ_p は(4.21)式の関係で表せる。(4.21)式に(4.20)式を代入すれば、 κ_p は(4.22)式として求まる。

$$\theta_p = 2 \int_0^{\frac{L_p}{2}} \frac{\kappa_p}{L_p/2} \cdot x \cdot dx = \frac{\kappa_p L_p}{2} \quad (4.21)$$

$$\kappa_p = \frac{q\delta_n}{2M_p} \quad (4.22)$$

ここまで検討をまとめれば、管の最大曲率は、弾性変形内では κ_e ((4.17)式)、塑性ヒンジ形成後は κ_p ((4.22)式)で表せる。ここで、管が弾性変形に留まる範囲の地盤変位は、管が塑性変形する範囲の地盤変位よりも十分に小さいことを考慮して、計算過程を簡単にするために、管の曲率は弾性変形域と塑性変形域を区別せずに近似的に κ_p のみで表すこととする。

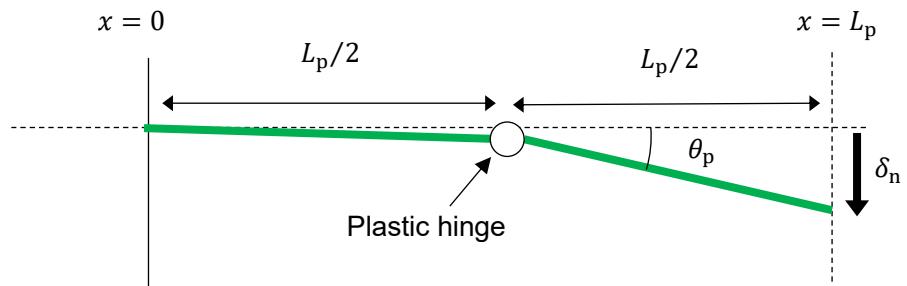


Fig. 4.7 Pipeline analytical model using the plastic hinge analysis method

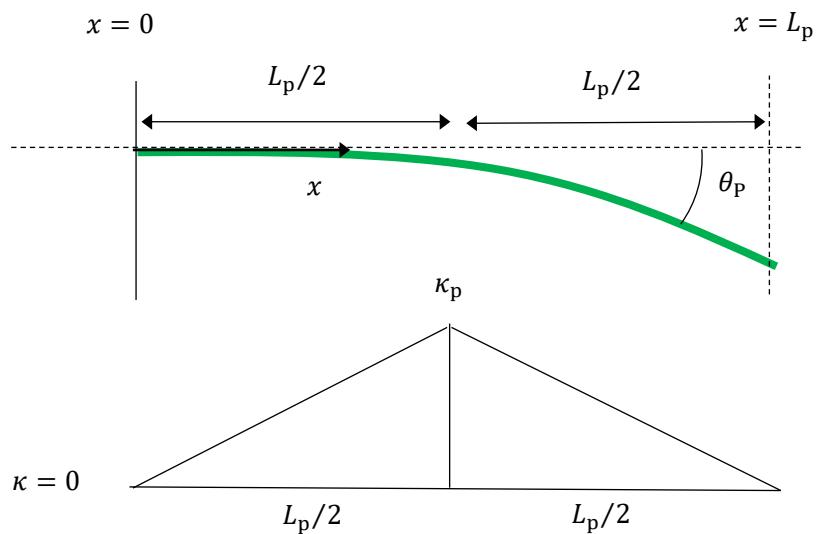


Fig. 4.8 Assumed pipeline analytical model for calculating curvature

4.3.3 Step 3. 軸力の解析

管の軸力は、管の変形形状を考慮した軸方向の力のつり合い式により解析する。Fig. 4.9に近似解析モデルを示す。図中の $u(x)$ は管の軸方向変位、 L_f は管軸方向の地盤反力による等分布荷重 f が作用する管の長さであり、力のつり合いより決まる未知数である。 $x=0$ は、軸方向の地盤反力が作用する範囲と作用しない範囲の境界である。 $x=L_f$ は液状化地盤と非液状化地盤の境界である。 $x=L_f$ における管の軸方向変位を Δu とする。

管が軸方向の等分布荷重を受けることから、力のつり合い式は(4.23)式で表せる。

$$EA \frac{d^2 u}{dx^2} = f \quad (4.23)$$

ここで、 A は管断面積である。境界条件は(4.24)式および(4.25)式で表せる。

$$x = 0 \quad u(0) = 0 \quad (4.24)$$

$$x = L_f \quad u(L_f) = \Delta u \quad (4.25)$$

(4.24)式および(4.25)式の境界条件を用いて、(4.23)式を解けば、管の軸方向変位が求まる。

$$u(x) = \frac{f}{2EA} x^2 + \left(\frac{\Delta u}{L_f} - \frac{f L_f}{2EA} \right) x \quad (4.26)$$

(4.26)式を $u'(0) = 0$ の条件で解けば、 L_f が求まる。

$$L_f = \sqrt{\frac{2EA\Delta u}{f}} \quad (4.27)$$

$x = L_f$ での管軸力 F_a は、 L_f の範囲で等分布荷重 f が積み重なると考えれば(4.28)式で求まる。

$$F_a = f \cdot L_f = \sqrt{2EAf\Delta u} \quad (4.28)$$

管の軸方向変位 Δu は管の変形形状から近似的に求まる。例えば、Vazouras, Karamanouら^[18,19]は、断層変位を受ける管の変形解析において、管の軸方向の変形量 Δu を、管の曲げ変形形状を正弦波形状として考えて簡易的に求められることを示している。本研究では、塑性ヒンジ解析で用いた管の曲げ変形形状をもとに管の軸方向変位 Δu を求める。Fig. 4.10 に示すように、管軸直角方向の地盤変位に対して、ヒンジ位置での曲げ変形により地盤変位を吸収するが、地盤変位が大きくなると曲げ変形のみでは地盤変位を吸収できず、管の軸方向の伸びも生じるようになる。このときに、管の伸びである軸方向変位 Δu は幾何学形状から近似的に(4.29)式で表せる。

$$\Delta u = \sqrt{(L_p/2)^2 + \delta_n^2} - \frac{L_p}{2} \quad (4.29)$$

$\{\delta_n/(L_p/2)\}^2 \ll 1$ と仮定すれば、(4.29)式は(4.30)式のように展開できる。

$$\sqrt{(L_p/2)^2 + \delta_n^2} = \frac{L_p}{2} \sqrt{1 + \left(\frac{\delta_n}{L_p/2} \right)^2} = \frac{L_p}{2} \left(1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\delta_n}{L_p/2} \right)^2 + \dots \right) \quad (4.30)$$

(4.30)式で第二項までを考慮して、(4.29)式に代入すれば、 Δu は(4.31)式で表せる。

$$\Delta u \approx \frac{1}{2} \frac{L_p}{2} \left(\frac{\delta_n}{L_p/2} \right)^2 \quad (4.31)$$

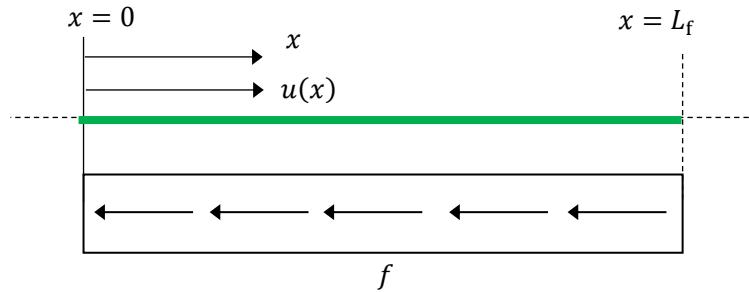


Fig. 4.9 Pipeline analytical model with displacement and uniformly distributed load in the axial direction.

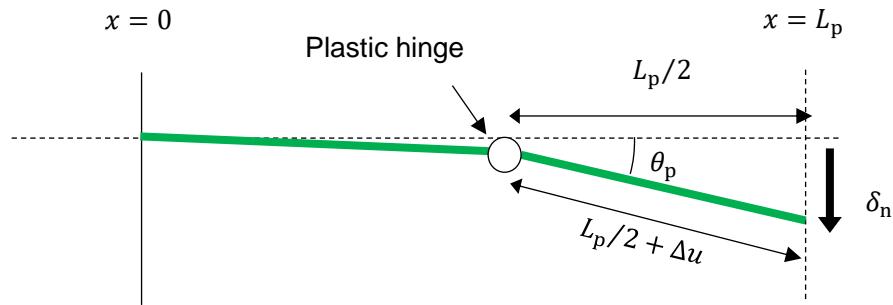


Fig. 4.10 Pipeline analytical model using plastic hinge analysis method.

最後に、(4.31)式を(4.28)式へ代入し、(4.19)式を L_p に代入すれば、軸力 F_a が(4.32)式として求まる。

$$F_a \cong \frac{\delta_n}{L_p/2} \sqrt{EAf(L_p/2)} = \delta_n \sqrt{EAf} \cdot \sqrt{\frac{q}{2M_p}} \quad (4.32)$$

なお、軸力 F_a ((4.32)式) は管軸力が降伏荷重以下の場合に適用できるため、その適用条件は(4.33)式に限定される。

$$\frac{F_a}{A} < \sigma_y \quad (4.33)$$

4.3.4 Step 4. 曲げと軸力を考慮した管変形解析

地盤変位が大きくなると、パイプラインは曲げ変形に加えて軸力の影響も強く受けるようになる^[9]。この影響を考慮して、パイプラインの曲げ変形挙動を定式化する。パイプラインが全断面で降伏するほど曲げ変形が進んでいる場合、曲げ剛性は無視できると仮定すれば、Fig. 4.11 に示すような曲げ変形を受けるパイプラインの微小領域での力のつり合い式は(4.34)式で表せる^[6]。

$$R \cdot d\theta \cdot q = 2F_a \sin\left(\frac{d\theta}{2}\right) \quad (4.34)$$

ここで、 R は曲率半径である。また、曲率 κ_a は(4.34)式より(4.35)式と表せる。

$$\kappa_a = \frac{1}{R} = \frac{q}{F_a} \quad (4.35)$$

最大曲げ変形位置での曲率 κ は、曲げ変形のみを考慮する場合は κ_p ((4.21)式)、曲げ変形に加えて軸力も考慮する場合は κ_a ((4.35)式)として表せる。ここで、地盤変位 δ_n が小さい領域では曲げ変形が支配的になることから、曲率は κ_p が支配的になり、一方で、地盤変位 δ_n が大きい領域では、軸力の影響が大きくなることから、曲率は κ_a が支配的になる。実際の曲率 κ は κ_p と κ_a の範囲内の値になると考えられることから、Fig. 4.12 に示すように、 κ が κ_p と κ_a の調和平均で近似的に表せると仮定すれば、 κ は(4.36)式で表せる。

$$\kappa = \frac{2}{(1/\kappa_p) + (1/\kappa_a)} \quad (4.36)$$

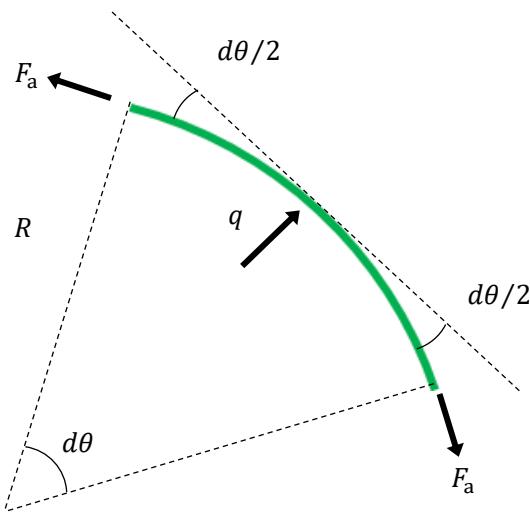


Fig. 4.11 Effect of the axial force on the curvature of the pipe

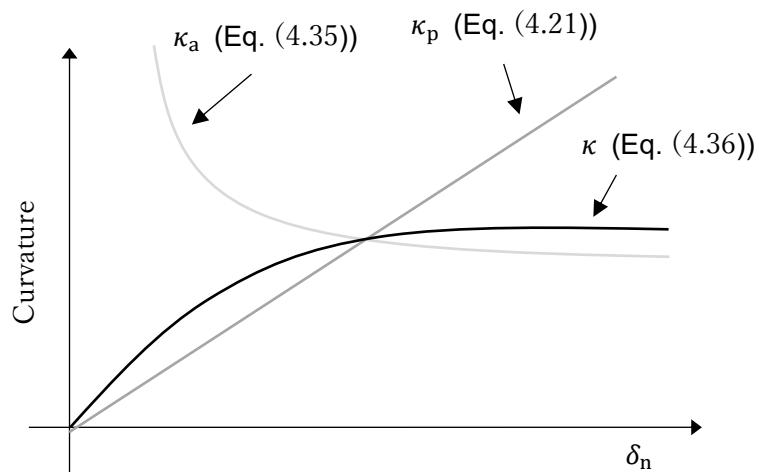


Fig. 4.12 Calculation method of curvature considering bending deformation and axial load

4.3.5 Step 5. 管断面での応力・ひずみ分布を考慮した管軸ひずみ解析

管断面での応力・ひずみ分布は、Fig. 4.13 に示すモデルを用いて、曲げと軸力の相互作用を考慮した力のつり合いから求められる。本モデルでは、管断面が十分に塑性化していると考え、弾性変形領域を無視すれば、管断面の軸応力の分布は(4.37)式と近似的に仮定する。

$$\sigma = \begin{cases} -\sigma_y + E_2 \varepsilon, & -\frac{\pi}{2} \leq \varphi < \varphi_n \\ \sigma_y + E_2 \varepsilon, & \varphi_n \leq \varphi < \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad (4.37)$$

ここで、 σ は管軸応力、 ε は管軸ひずみ、 E_2 は塑性硬化係数、 φ は角度、 φ_n は中立軸位置の角度である。

曲げに加えて引張軸力を受けると、管断面の軸応力の積分値が引張軸力と釣り合うために、管断面の中立軸が管断面中央から圧縮応力側に移動する。管断面の管軸応力を積分すれば、管断面での引張軸力 F は(4.38)式として求められる。

$$\begin{aligned} F &= 2 \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sigma t R_m d\varphi \\ &\Rightarrow F = 2\pi E_2 \kappa R_m^2 t \sin \varphi_n + 4\varphi_n \sigma_y R_m t \end{aligned} \quad (4.38)$$

ここで、 R_m は管平均半径($= (D_o - t)/2$)である。(4.38)式に対して、 $\sin \varphi_n \cong \varphi_n$ の近似を用いた後に F_a ((4.32)式)を代入して式変形すれば、 φ_n が(4.39)式として求まる。

$$\varphi_n = \frac{F_a}{2R_m t (\pi E_2 \kappa R_m + 2\sigma_y)} \quad (4.39)$$

Fig. 4.13 の軸応力分布を考慮すれば、引張側での中立軸から管外表面までの距離 c_t は幾何学的に(4.40)式で求まる。

$$c_t = \left(R_m + \frac{t}{2} \right) \cdot (1 + \sin \varphi_n) \quad (4.40)$$

最後に、管外表面での最大管軸ひずみ ε_{\max} は(4.41)式より求められる。

$$\varepsilon_{\max} = \kappa \cdot c_t \quad (4.41)$$

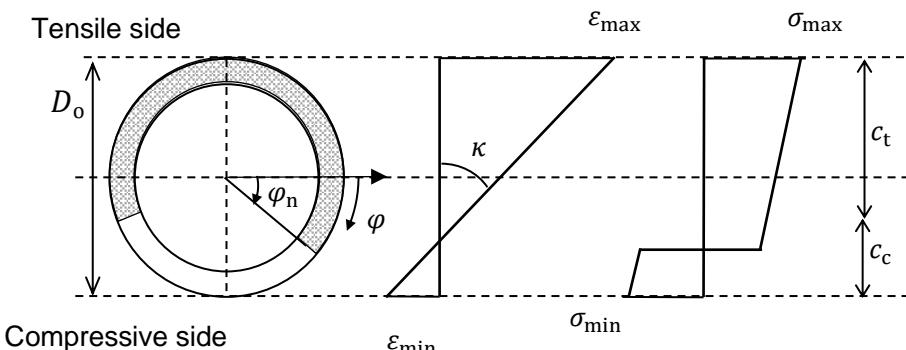


Fig. 4.13 Stress and strain distribution of the pipe cross-section where it is subjected to bending deformation and axial load.

4.4 液状化側方流動を受ける埋設管の管軸ひずみ評価式の提案

4.4.1 管軸ひずみ評価式の計算手順

Fig. 4.14 に管軸ひずみ評価式の計算手順を示す。入力パラメータはパイプラインの機械的および幾何学的特性($D_o, t, E, E_2, \sigma_y, \sigma_t$), 管と地盤の相互作用特性 (τ_c, σ_c, α), 地盤変位(δ)である。具体的な計算手順を以下に示す。

- 1) 液状化—非液状化地盤境界部におけるパイプラインの端部変位を求める((4.8)式).
- 2) 曲げ変形部の曲率 κ_p ((4.22)式)を求める.
- 3) 引張軸力 F_a ((4.32)式)を求める.
- 4) 軸力の影響を考慮した場合の曲率 κ_a ((4.35)式)を求めた上で、曲げ変形と軸力が重畠した場合の曲率 κ ((4.36)式)を求める.
- 5) 管断面での応力ひずみ分布を表すパラメータとして中立軸位置の角度 φ_n ((4.39)式) および中立軸から管外表面までの距離 c_t ((4.40)式)を求め、最後に、これらのパラメータから最大管軸ひずみ ε_{max} ((4.41)式)を求める.

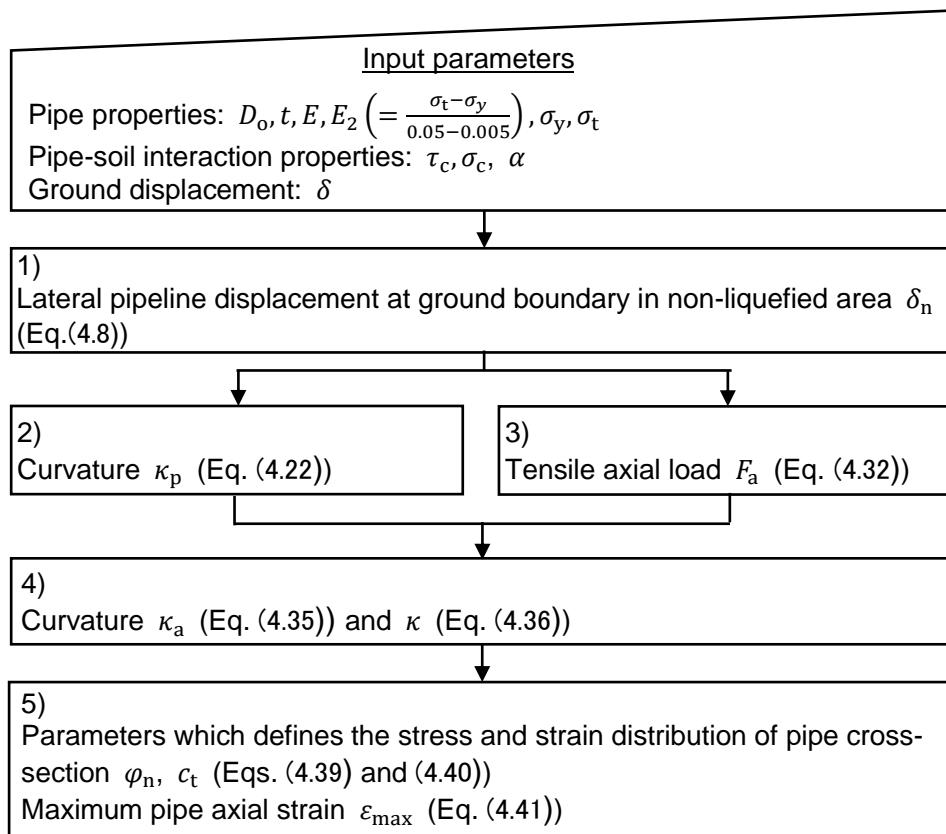


Fig. 4.14 Flowchart of proposed formulas to calculate Maximum pipe axial strain

4.4.2 FEM 解析による管軸ひずみ評価式の妥当性検証

4.4.2.1 解析条件

管軸ひずみ評価式の妥当性を検証するために、種々の諸元の配管系を対象に、管軸直角方向の地盤変位を受ける埋設管の FEM 解析を実施し、管軸ひずみ評価式の計算結果と比較を行う。FEM 解析で用いた解析モデルや、地盤ばねや管材料の特性といった一連の解析条件は液状化指針^[1]に準拠した。

Fig. 4.15 に示すように、全体を 1/4 モデルとし、管の長さを 1000 m として、中央の 200 m の範囲に管軸直角方向の地盤変位 δ を付与した。地盤変位 δ は、本指針で想定する上限値の 3 m の範囲まで計算を行った。管モデルは、変形の大きい中央 300 m はシェル要素とし、管の変形が生じない端部については梁要素でモデル化した。シェル要素のメッシュは、周方向に半周 48 分割とし、軸方向のメッシュ長さは周方向メッシュ長さの 5 倍とした。梁要素の長さは 1 m とした。

Table 4.1 に、管の断面形状および材料特性を示す。管の材料特性は、Fig. 4.4 に示すように、トリリニアの応力ひずみ関係を用いた。降伏応力および引張強さは API 5L Grade の規格最小値を参照した。ヤング率は 206 GPa とした。地盤ばねは、Fig. 4.3 に示したように、管と地盤の相対変位量が小さい範囲では線形に、管と地盤の相対変位量が一定値以上になると、地盤反力が一定の値となるように設定した。Table 4.2 に、管外径に応じた地盤バネ特性を示す。地盤バネ特性は液状化地盤領域と非液状化地盤領域とで異なる。

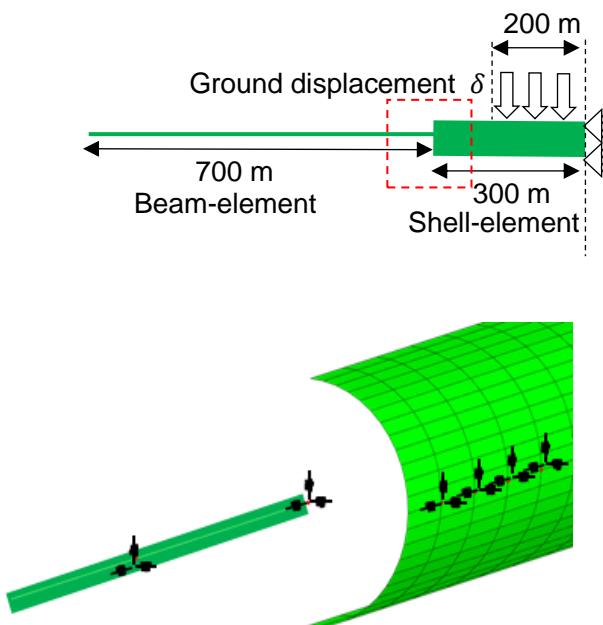


Fig. 4.15 FE model of the pipeline

Table 4.1 Pipe geometrical and mechanical properties

| Case | Diameter D_o (mm) | Thickness t (mm) | D_o/t | Grade | Yield strength σ_y (MPa) | Tensile strength σ_t (MPa) |
|------|------------------------|-----------------------|---------|-------------------|------------------------------------|---|
| 1 | 323.9 | 16.2 | 20.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 2 | 323.9 | 16.2 | 20.0 | API 5L L360 (X52) | 358 | 455 |
| 3 | 323.9 | 16.2 | 20.0 | API 5L L290 (X42) | 289 | 413 |
| 4 | 323.9 | 8.1 | 40.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 5 | 406.4 | 16.3 | 25.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 6 | 406.4 | 16.3 | 25.0 | API 5L L360 (X52) | 358 | 455 |
| 7 | 406.4 | 16.3 | 25.0 | API 5L L290 (X42) | 289 | 413 |
| 8 | 406.4 | 9.0 | 45.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 9 | 610.0 | 13.6 | 45.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 10 | 610.0 | 13.6 | 45.0 | API 5L L360 (X52) | 358 | 455 |
| 11 | 610.0 | 13.6 | 45.0 | API 5L L290 (X42) | 289 | 413 |
| 12 | 610.0 | 10.2 | 45.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 13 | 762.0 | 12.7 | 60.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 14 | 762.0 | 12.7 | 60.0 | API 5L L360 (X52) | 358 | 455 |
| 15 | 762.0 | 12.7 | 60.0 | API 5L L290 (X42) | 289 | 413 |
| 16 | 762.0 | 9.5 | 80.0 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |

Table 4.2 Pipe–soil interaction property dependent on the pipe outer diameter
(a) Non-liquefied area

| Diameter D_o (mm) | Non-liquefied area | | | |
|------------------------|-------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------|---------------------------------------|
| | Axial direction | | Lateral direction | |
| | Yield force τ_c (MPa) | Yield displacement δ_c (mm) | Yield force σ_c (MPa) | Yield displacement δ_c (mm) |
| 323.9 | 0.015 | 2.5 | 0.420 | 27.0 |
| 406.4 | 0.015 | 2.5 | 0.390 | 28.0 |
| 610.0 | 0.015 | 2.5 | 0.340 | 29.0 |
| 762.0 | 0.015 | 2.5 | 0.320 | 30.0 |

(b) Liquefied area

| Diameter D_o (mm) | Liquefied area | | | |
|------------------------|-------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------|---------------------------------------|
| | Axial direction | | Lateral direction | |
| | Yield force τ_c (MPa) | Yield displacement δ_c (mm) | Yield force σ_c (MPa) | Yield displacement δ_c (mm) |
| 323.9 | 0.018 | 2.5 | 0.204 | 27.0 |
| 406.4 | 0.018 | 2.5 | 0.192 | 28.0 |
| 610.0 | 0.018 | 2.5 | 0.168 | 29.0 |
| 762.0 | 0.018 | 2.5 | 0.156 | 30.0 |

4.4.2.2 計算結果と FEM 解析結果の比較

Fig. 4.16 にパイプラインの変形挙動の FEM 解析結果を示す。パイプラインは液状化地盤と非液状化地盤の境界近傍で変形している。液状化地盤側と比較して、非液状化地盤側の方がパイプラインの曲げ変形の曲率が小さくなっている。管軸ひずみが大きい。管軸ひずみが最大となる管断面に着目すれば、管軸ひずみが 0 となる中立軸は圧縮変形領域に位置している。これは、パイプラインに引張軸力と曲げ応力が作用していることを示している。これらの FEA より解析された管変形挙動は、管軸ひずみ評価式の導出時に想定した変形モデルと一致している。

Fig. 4.17 に、管軸ひずみ評価式の計算結果と FEM 解析結果の比較を示す。ここでは、例として、表 1 の case 9 を対象とした結果を示す。Fig. 4.17 (a) に、地盤境界における非液状化地盤側の管の管軸直角変位 δ_n を示す。 δ_n は地盤変位に対して増加しており、FEM 解析と管軸ひずみ評価式の両者で良く一致する。Fig. 4.17 (b) に、地盤境界の軸力 F_a を示す。FEM 解析結果と管軸ひずみ評価式では、 δ_n の増加に対して、管には引張軸力 F_a が作用し、 δ_n と F_a の関係はおよそ線形となっており、その値も良く一致している。Fig. 4.17 (c) に曲率 κ を示す。FEM 解析結果と管軸ひずみ評価式では、曲率は δ_n の増加に対して、はじめは線形に上昇し、やがて頭打ちとなり一定値となり、両者の傾向は一致する。このような曲率の挙動となるメカニズムは、管軸ひずみ評価式でのモデルで想定したように、 δ_n が小さい領域では曲げ変形が支配的であるのに対して、 δ_n が大きくなると、地盤変位が大きな領域では引張軸力の影響が支配的となるため、 δ_n が増加しても曲率が増加しないものと考えられる。最後に、Fig. 4.17 (d) に、最大管軸ひずみを示す。提案式は FEM 解析結果よりも最大管軸ひずみをやや過大評価する傾向があるものの、管軸ひずみ評価式の計算結果は保守的に FEM 解析結果を予測できている。

Fig. 4.18 には、管軸ひずみ評価式および FEM 解析を用いて、様々な管および地盤の諸元の組合せに対する最大管軸ひずみ ε_{max} を比較した結果を示す。ここでは、Table 4.1 に示す全組み合わせについて、地盤変位 δ がそれぞれ 1.0 m, 2.0 m, 3.0 m となったときの ε_{max} を対象とする。管軸ひずみ評価式の計算結果と FEM 解析結果は良く一致していることから、様々な管および地盤の諸元に対しても提案式が適用できることが確認できる。

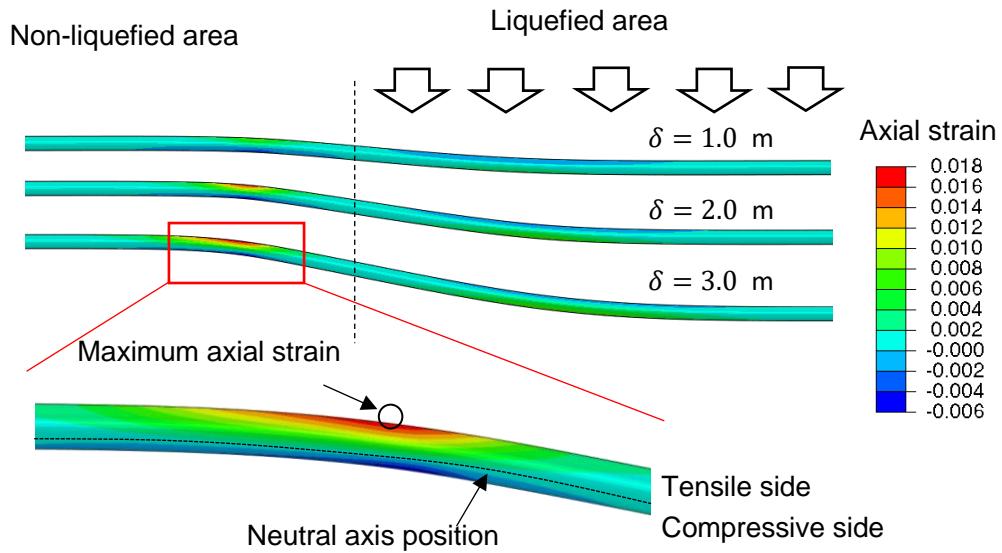


Fig. 4.16 Pipeline deformation and axial strain distribution obtained by the FEM result
(Case 9: $D_o=610.0$ mm, $t=13.6$ mm, Grade=API 5L L450)

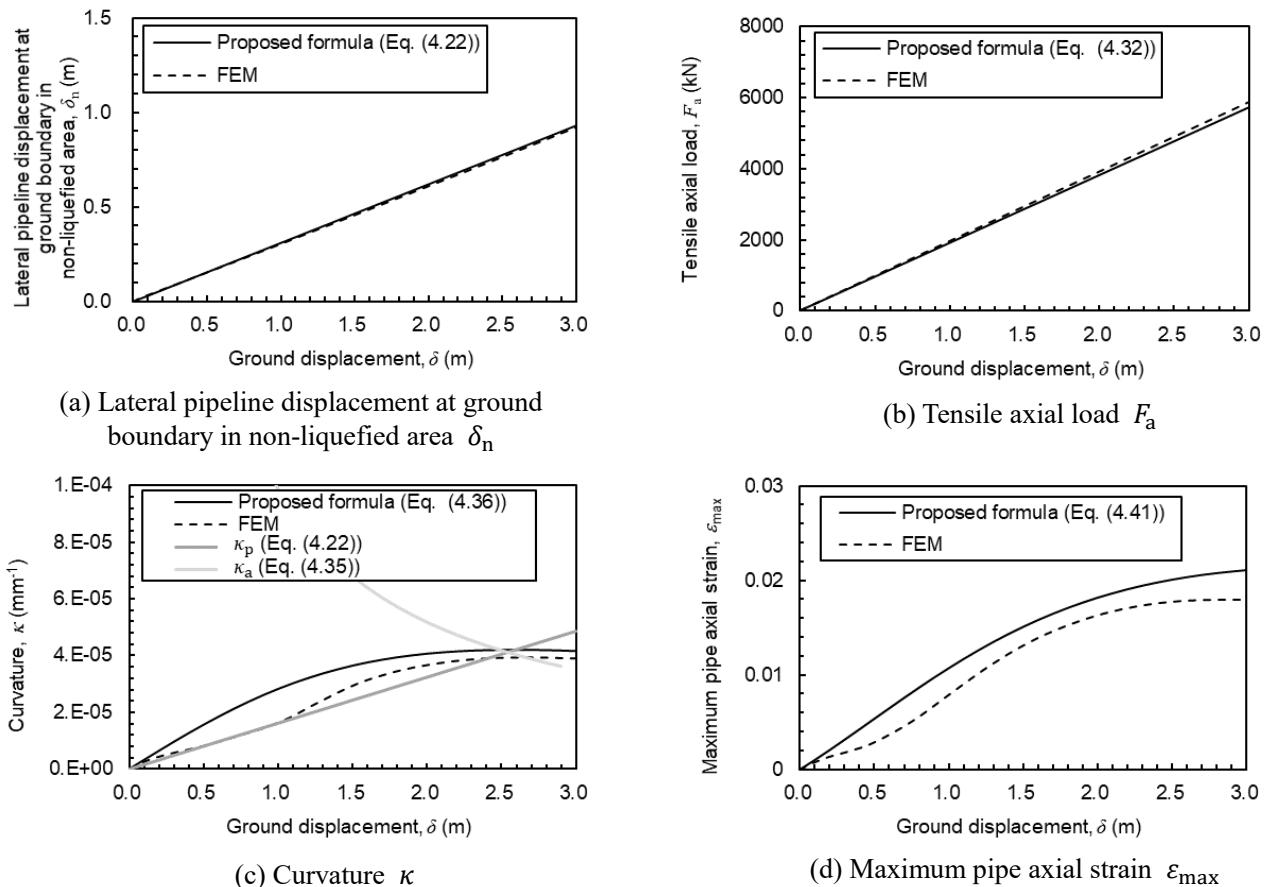
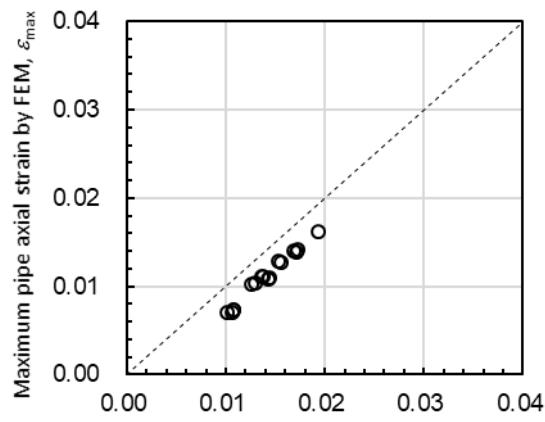
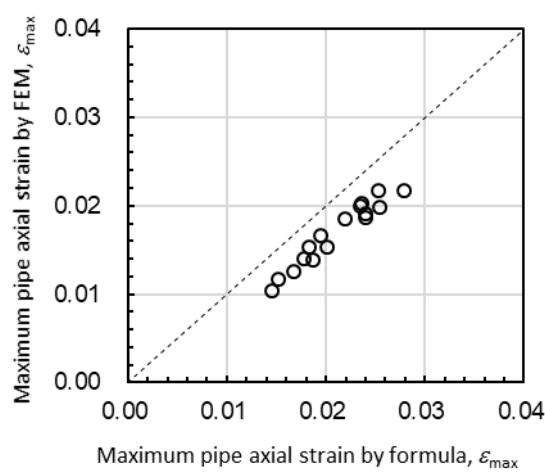


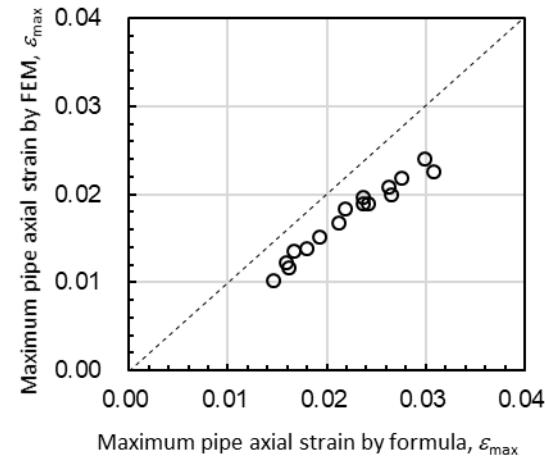
Fig. 4.17 Comparison of the maximum axial strain obtained using the proposed method and FEM for different ground displacements



(a) Ground displacement $\delta = 1.0$ m



(b) Ground displacement $\delta = 2.0$ m



(c) Ground displacement $\delta = 3.0$ m

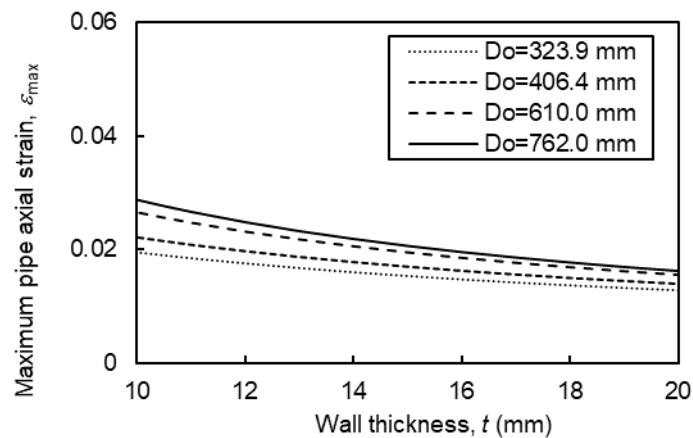
Fig. 4.18 Comparison of maximum axial strain obtained using the proposed method and FEM for different ground displacements

4.5 種々の管諸元に対する液状化側方流動による管軸ひずみの評価

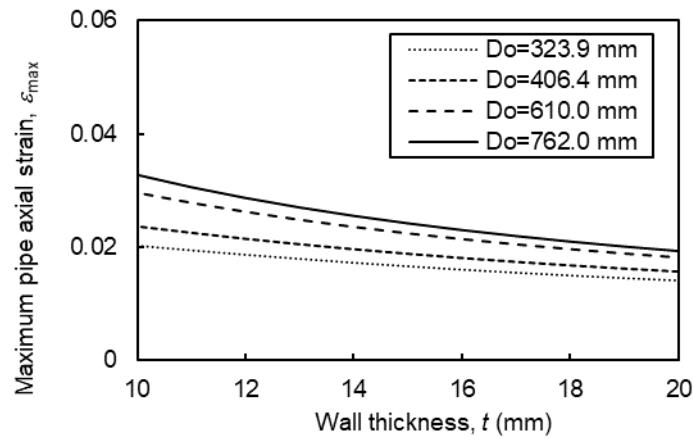
ここまでに提案した管軸ひずみ評価式を用いて、管軸直角方向の側方流動を受けるパイプラインを対象に管ひずみを評価する。Fig. 4.19 は、種々の管諸元（管口径、管厚、管強度）を対象に、地盤変位 δ が 3 m（液状化指針^[1]での想定最大値）における最大管軸ひずみ ε_{\max} を示す。なお、地盤ばね特性は管口径に合わせて Table 4.2 に基づいて設定した。計算結果から、 ε_{\max} が大きくなる条件は、管口径が大きく、管厚が薄く、管材料の強度が低い場合である。

液状化指針^[1]では、Fig. 4.2 に示すように、ここまでに検討した管軸直角方向の側方流動に加えて、管軸方向の側方流動も考慮する必要がある。管軸方向の側方流動に対する管ひずみは定式化されており、その計算式は Appendix に記載する。地盤変位 δ が 3 m のときの計算結果を Fig. 4.20 に示す。管軸方向の地盤流動では、ある管厚を境界に管軸ひずみが大きく変わる。これは、地盤反力による軸力が管降伏軸力を超える場合には、管が塑性化すると管軸ひずみが大きくなり、軸力が管降伏軸力を超えない場合には、管変形は弾性域に留まるため、管軸ひずみはほとんど発生しないためである。

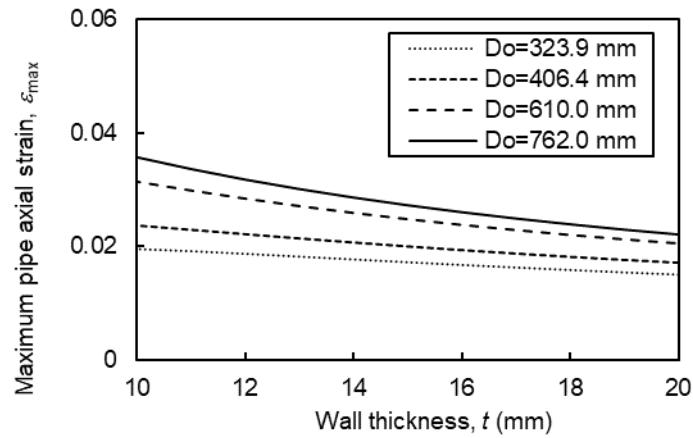
Fig. 4.21 の図中には、管軸方向と管軸直角方向の 2 つの流動パターンを考慮した場合の地盤変位 δ が 3 m のときの最大管軸ひずみを示す。管軸ひずみは、管厚が薄い場合には管軸方向の側方流動が支配的となり、管厚が厚い場合には管軸直角方向の側方流動が支配的となる。管厚が 11.9 mm 以上の範囲では、パイプラインで想定される管軸ひずみは 2.0~4.5% 程度である。



(a) API 5L L450 (X65)

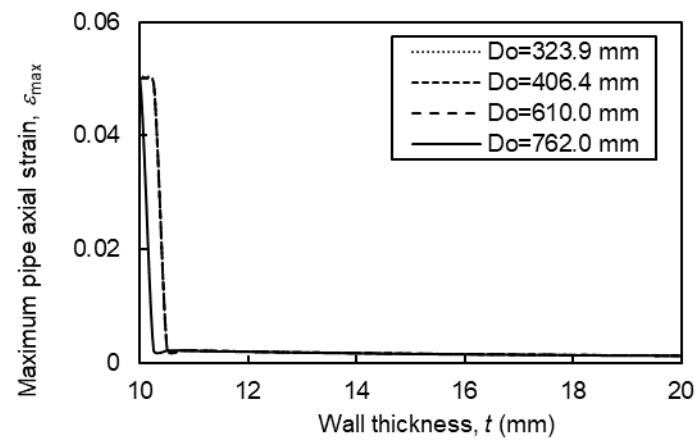


(b) API 5L L360 (X52)

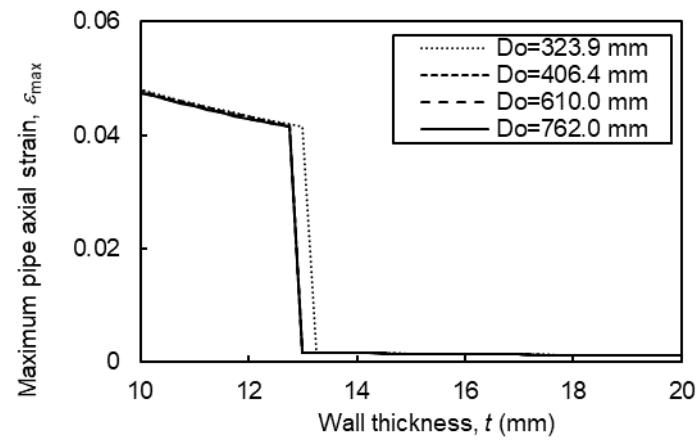


(c) API 5L L290 (X42)

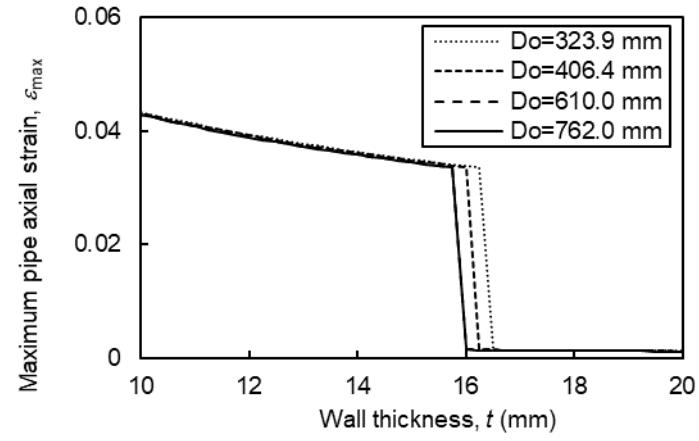
Fig. 4.19 Applied strain for several pipe dimensions and material properties by liquefaction-induced lateral landslides to pipe (Ground displacement $\delta = 3.0$ m)



(a) API 5L L450 (X65)

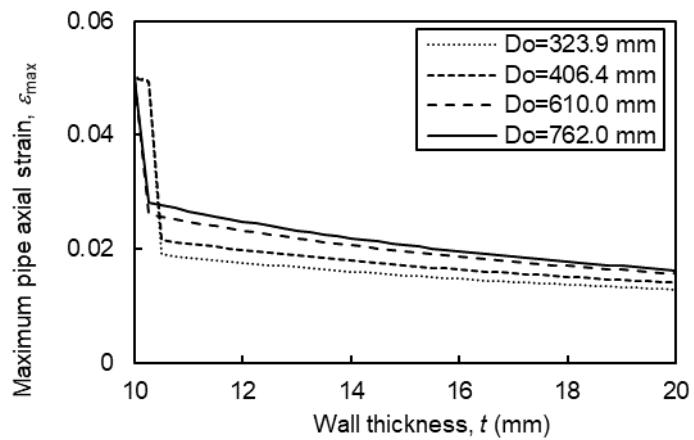


(b) API 5L L360 (X52)

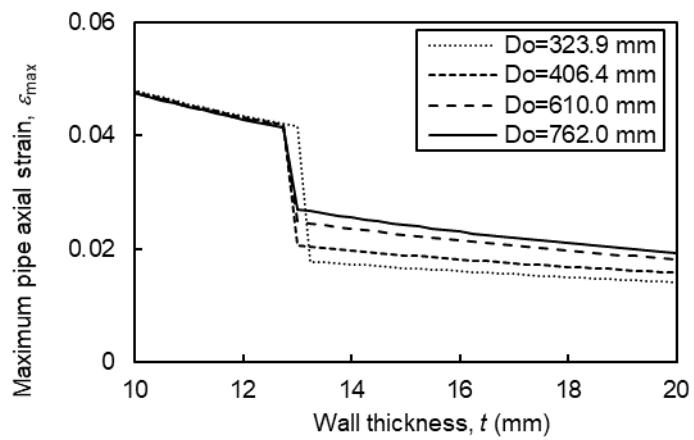


(c) API 5L L290 (X42)

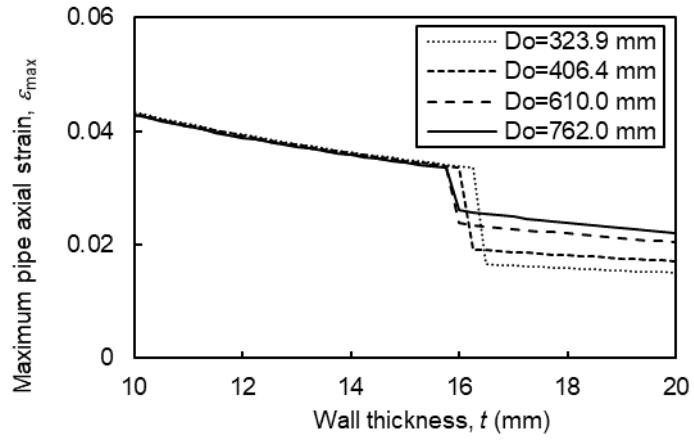
Fig. 4.20 Applied strain for several pipe dimensions and material properties by liquefaction-induced axial landslides along with pipe (Ground displacement $\delta = 3.0$ m)



(a) API 5L L450 (X65)



(b) API 5L L360 (X52)



(c) API 5L L290 (X42)

Fig. 4.21 Applied strain for several pipe dimensions and material properties by liquefaction-induced lateral and axial landslides to pipe (Ground displacement $\delta = 3.0$ m)

4.6 結言

本章では、管直角方向の液状化側方流動によって埋設管に作用する管軸ひずみの評価式に関する検討を行った。得られた知見を以下に示す。

- (1) 管と地盤との相互作用を考慮した埋設パイplineの近似変形解析モデルを用いて曲げ変形と軸力をそれぞれ定式化し、曲げと軸力を考慮した管断面の応力・ひずみ分布とともに管軸ひずみの簡易計算式を導出した。
- (2) 代表的なケースについて弾塑性 FEM 解析を実施し、提案した管軸ひずみの簡易計算式の妥当性を示した。
- (3) 管軸直角方向に地盤流動を受ける埋設パイplineの管軸ひずみが大きくなる条件は、管口径が大きく、管厚が薄く、管材料の強度が低い場合である。
- (4) 管軸直角方向および管軸方向の地盤流動を想定した場合、最大地盤変位を 3 m と設定し、管厚が 11.9 mm 以上の範囲では、パイplineで想定される管軸ひずみは 2.0~4.5%程度である。

参考文献

- [1] 日本ガス協会: 高圧ガス導管液状化耐震設計指針.
- [2] K. Yoshizaki, TD. O'Rourke, and M. Hamada: Large Deformation Behavior of Buried Pipelines with Low-Angle Elbows Subjected to Permanent Ground Deformation, *Journal of Structural Mechanical Earthquake Engineering*, No. 675/ I -55 (2001), pp. 41–52.
- [3] P. Vazouras, S. A. Karamanos, and P. Dakoulas: Finite element analysis of buried steel pipelines under strike-slip fault displacement, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 30 (2010), 1361–1376.
- [4] L. Zhang, M. Fang, X. Pand, X. Yah and Y. Cao: Mechanical behavior of pipelines subjected to horizontal landslides using a new finite element model with equivalent boundary spring, *Thin-Walled Structures*, Vol. 124 (2018), pp. 501–513.
- [5] N. M. Newmark and W. J. Hall: Pipeline design to resist large fault displacement, *Proceedings of US National Conference on Earthquake Engineering*, (1975), 416–425.
- [6] R. P. Kennedy, A. M. Chow and R. A. Williamson: Fault movement effects on buried oil pipeline, *Transportation Engineering Journal of the American Society of Civil Engineers*, 103(5) (1977), 617–633.
- [7] L. R. L. Wang and Y. H. Yeh: A refined seismic analysis and design of buried pipeline for fault movement, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 13(1) (1985), 75–96.
- [8] S. Takada, N. Hassani and K. Fukuda: A new proposal for simplified design of buried steel pipes crossing active faults, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 30(8) (2001), 1243–1257.
- [9] D. K. Karamitros, G. D. Bouckovalas and G. P. Kouretzis: Stress analysis of buried steel pipelines at strike-slip fault crossings, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 27(3) (2007), 200–211.
- [10] O. V. Trifonov and V. P. Cherniy: A semi-analytical approach to a nonlinear stress–strain analysis of buried steel pipelines crossing active faults, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 30(11) (2010), 1298–1308.
- [11] A. I. Valsamis and G. D. Bouckovalas: Analytical methodology for the verification of buried steel pipeline with flexible joints crossing strike-slip faults, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 138 (2022), 106280.
- [12] Z. Hu, X. Ren, Q. Wang, R. Wang and R. Pan: Analytical method for the mechanical response of buried pipeline under the action of strike-slip faulting, *Underground Space*, Vol. 7 (2022), 268–277.
- [13] H. J. Li, H. H. Zhu, C. X. Zhang and W. Zhang: Modelling and analyzing failure modes of buried pipelines perpendicularly crossing landslide boundaries, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 162 (2022), 107447.

- [14] K. Shimamura, M. Hamada, S. Yasuda, K. Ohtomo, Y. Fujita, S. Kojima and Y. Taji: Load on pipeline buried in a non-liquefaction area layer due to liquefaction-induced ground displacement, 12th World Conference on Earthquake Engineering, (1999).
- [15] T. Suzuki: Approximate Calculation Method for Beam Model Supported by Inelastic Spring in Enforced Displacement, Proceedings of Japan Society of Civil Engineers, No. 689/ I -57 (2001), pp. 109–116.
- [16] S. Takada, T. Suzuki, T. Koike, J. Ueno, Y. Ogawa, N. Oguchi, T. Kitano and M. Matsumoto: Seismic design of buried pipelines for liquefaction-induced large ground displacement, WIT Transaction on the Built Environment, Vol. 57(2001).
- [17] T. Suzuki, S. Takada, T. Koike, Y. Ogawa and M. Matsumoto: Plastic Hinge Analysis for Buried Pipeline under Lateral Displacement Caused by Subsoil Liquefaction, Proceedings of Japan Society of Civil Engineers, No. 710/ I -60 (2002), pp. 79–90.

Appendix 管軸方向の液状化側方流動を対象とした管軸ひずみ評価式

管軸方向の地盤流動に対する管軸ひずみ評価式は以下の通り^[1].

| 導管の軸力と 降伏軸力の関係 | 地盤と導管の状況 | 最大管ひずみ評価式 |
|---------------------------------|---|---|
| $50 \cdot W_h \cdot F \leq N_y$ | $\gamma_\delta \cdot \delta_h < \frac{25 \cdot F \cdot W_h^2}{E \cdot A}$ | $\varepsilon = 10 \cdot \sqrt{\frac{F \cdot \gamma_\delta \cdot \delta_h}{E \cdot A}}$ |
| | $\gamma_\delta \cdot \delta_h \geq \frac{25 \cdot F \cdot W_h^2}{E \cdot A}$ | $\varepsilon = 50 \cdot \frac{F \cdot W_h}{E \cdot A}$ |
| $50 \cdot W_h \cdot F > N_y$ | $100 \cdot \gamma_\delta \cdot \delta_h < \frac{N_y^2}{F \cdot E \cdot A}$ | $\varepsilon = 10 \cdot \sqrt{\frac{F \cdot \gamma_\delta \cdot \delta_h}{E \cdot A}}$ |
| | $100 \cdot \gamma_\delta \cdot \delta_h \geq \frac{N_y^2}{F \cdot E \cdot A}$ | $\varepsilon = \sqrt{\frac{100 \cdot F \cdot \gamma_\delta \cdot \delta_h}{E_2 \cdot A} + \left(1 - \frac{E}{E_2}\right) \cdot \left(\frac{N_y}{E \cdot A}\right)^2}$ |

$$\begin{aligned} N_y &= \sigma_y \cdot A \\ F &= \pi \cdot D \cdot \gamma_k \cdot \tau_c \\ E_2 &= \frac{\sigma_t - \sigma_y}{0.05 - 0.005} \end{aligned}$$

ここに、

W_h ：傾斜地盤の側方流動による地盤の水平変位が発生する範囲 (m) で「液状化指針^[1]5.2 傾斜地盤の側方流動による地盤の水平変位」による。

N_y ：直管の降伏軸力 (N)

F ：液状化層の上部にある非液状化層での導管単位長さ当たりの管軸方向の最大地盤拘束力 (N/cm)

γ_δ ：傾斜地盤の側方流動による地盤の水平変位に対する荷重係数で「液状化指針^[1] 5.2 傾斜地盤の側方流動による地盤の水平変位」による。

δ_h ：傾斜地盤の側方流動による地盤の水平変位 (m) で「液状化指針^[1] 5.2 傾斜地盤の側方流動による地盤の水平変位」による。

E ：導管の弾性係数 ($= 2.06 \times 10^7 \text{ N/cm}^2$)

E_2 ：導管の応力ひずみ関係の第二勾配 (N/cm^2)

A ：直管の断面積 (cm^2)

σ_y ：直管の規格最小降伏応力または耐力 (N/cm^2)

D ：導管の外径 (cm)

γ_k ：管軸方向の側方流動による地盤拘束力に対する荷重係数で「液状化指針^[1] 6.2 管軸方向の側方流動による地盤拘束力」による。

τ_c ：液状化層の上部にある非液状化層での導管の管軸方向の限界せん断応力で「液状化指針^[1] 6.2 管軸方向の側方流動による地盤拘束力」による。

σ_t ：直管の規格最小引張強さ力 (N/cm²)

第5章 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価

5.1 緒言

第5章では、前章までの検討をまとめ、軟化 HAZ 周溶接継手の簡易な液状化耐震性評価手法について検討する。提案する液状化耐震性評価手法では、ひずみベース評価を適用する。ひずみベース評価は、永久凍土地帯での凍上や融解沈下によるパイプラインの大変形に対して、パイプラインの塑性変形を許容する評価手法として開発が進められてきた手法である^[1-5]。ひずみベース評価は地震時の液状化側方流動を想定した場合にも適用でき、例えば、パイプライン周溶接部の溶接きずからのき裂発生・進展^[6-7]やパイプラインの局所座屈^[8]といった破壊モードに対する健全性評価で用いられている。

本章では、まず、液状化側方流動によって作用する管軸ひずみの評価式と、軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の許容ひずみ（最大荷重時の母材部の遠方ひずみ）の評価式を組み合わせることで、軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価手法を提案する。続いて、種々のパイプライン周溶接継手を対象とした液状化耐震性評価の結果に基づいて、液状化耐震性を保証できる溶接部特性の条件を明らかにする。

5.2 軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性評価式の提案

前章までの検討結果を組合せた、一連の液状化耐震性評価の計算の流れを Fig. 5.1 に示す。液状化側方流動が生じたときに作用する管軸ひずみ ε_{app} と、軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみ ε_T^J （最大荷重時の母材部の遠方ひずみ）をそれぞれ計算し、 ε_T^J が ε_{app} を上回る場合に当該軟化 HAZ 周溶接継手は液状化耐震性を有すると評価する。

液状化側方流動によって管に作用する管軸ひずみ ε_{app} の計算の流れは以下の通りである。算定にあたって入力するパラメータは、管外径 D_o 、管厚 t 、母材の降伏応力 σ_Y^{BM} 、母材の引張強さ σ_T^{BM} 、管と地盤の相互作用特性として、管軸方向の地盤拘束力となる導管単位表面積あたりの限界せん断応力 τ_c 、管軸直角方向の地盤拘束力で導管単位投影面積あたりの最大地盤拘束力 σ_c である。これらの相互作用特性値は液状化指針^[1]に則る。管軸方向の液状化側方流動による管軸ひずみ ε_{app}^a は Fig. 4.14 より求め、管軸管軸直角方向の流動方向による管軸ひずみ ε_{app}^v は Appendix より求める。両者の管軸ひずみのうち、大きい方のひずみを作用ひずみ ε_{app} とする。

許容ひずみ ε_T^J の計算の流れは以下の通りである。算定にあたって入力するパラメータは、溶接金属のオーバーマッチ度 $(Sr)_{WM}$ 、入熱量 Q 、管厚 t 、母材の降伏応力 σ_Y^{BM} 、母材の引張強さ σ_T^{BM} 、内圧による周方向応力 $\sigma_h (= PD_o/(2t))$ 、である。 $(Sr)_{WM}$ は溶接金属と母材の引張強さの比とする。まず、 Q 、 t を用いて、(2.2)式および(2.3)式から HAZ 等価相対厚さ X および HAZ 強度比 $(Sr)_{HAZ}$ を求める。続いて、 $(Sr)_{WM}$ 、 $(Sr)_{HAZ}$ 、 X から成る継手の形状的・強度的計算モデルを対象に、内圧による周方向応力 σ_h の影響も考慮して、Fig. 3.10 の継手強度評

価式を適用して継手強度 σ_T^I を求める。最後に、鋼管材料の応力ひずみ関係に対して、(3.14)式と(3.18)式より内圧負荷時の鋼管材料の応力ひずみ関係を計算し、内圧負荷時の母材応力が σ_T^I となるときのひずみを求めれば、そのひずみが許容ひずみ ε_T^I として得られる。

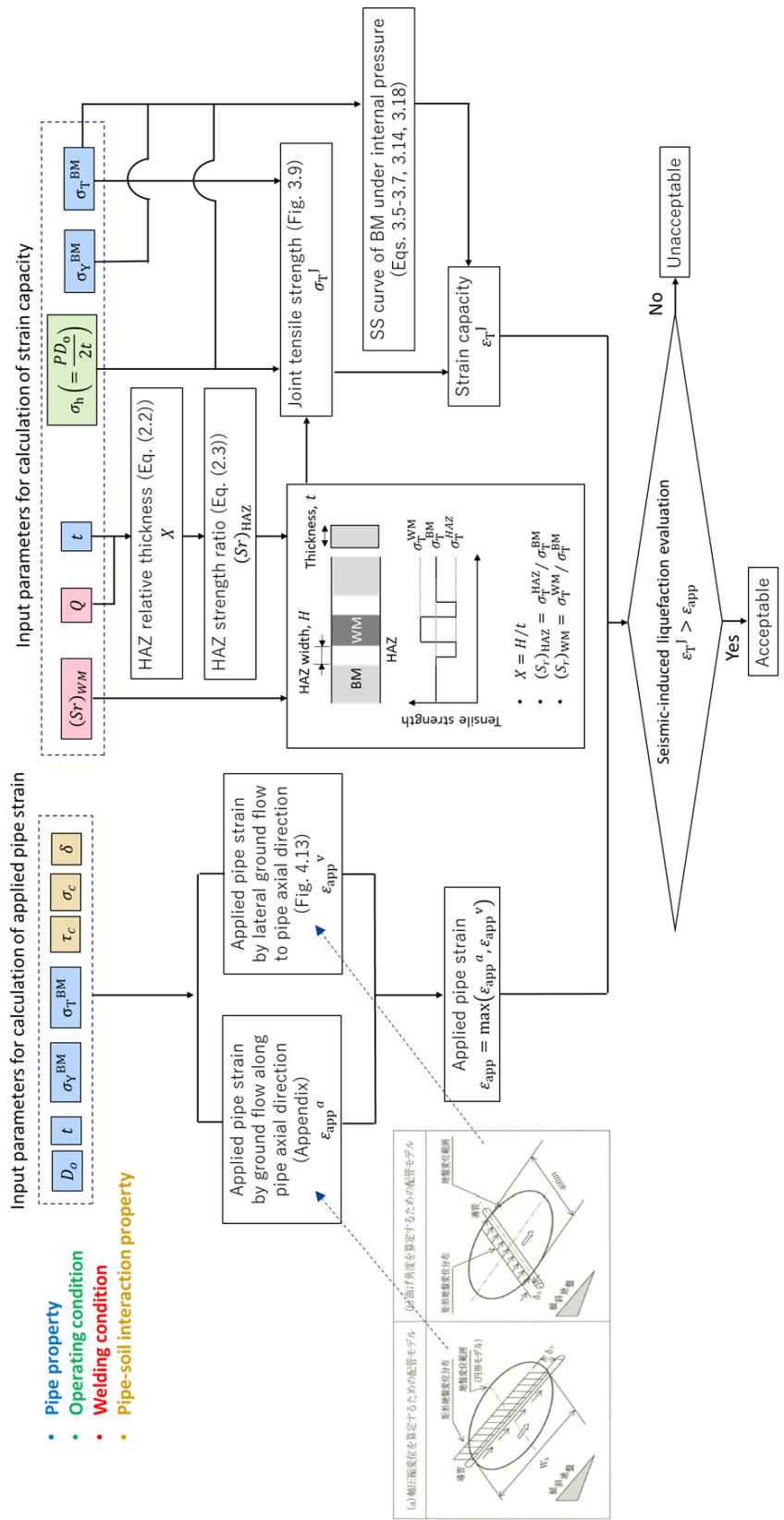


Fig. 5.1 Calculation flow for seismic-induced liquefaction evaluation of girth weld joint with softened HAZ

5.3 液状化耐震性を保証する溶接部特性の評価

5.3.1 評価方法および評価対象

一般的なパイプラインの周溶接部を対象に, Fig. 5.1 の計算フローを用いて, 液状化耐震性を保証するための溶接部特性について検討する. ここで, 評価対象とする管の諸元(管断面寸法, 母材強度)より求まる作用ひずみに対して, 軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみが作用ひずみを上回るための溶接部特性について考える. 一般的なパイプライン周溶接時の溶接入熱量 Q を, Table 2.1 の結果から, 保守的な値として実測値を包含するように 25 kJ/cm と設定すれば, 管厚 t に応じて HAZ 等価相対厚さ X および HAZ 強度比 $(Sr)_{HAZ}$ が決定できる. このように求まった HAZ 軟化特性に加えて, 溶接金属のオーバーマッチ度 $(Sr)_{WM}$ と内圧係数 I_p ($= \sigma_h / \sigma_Y^{BM}$) に応じて継手の許容ひずみが変化する. 継手の許容ひずみが作用ひずみと一致するように $(Sr)_{WM}$ と I_p の関係を求めれば, 内圧係数 I_p に対して液状化耐震性を保証するのに必要な $(Sr)_{WM}$ を明示できる.

Table 5.1 に示すパイプラインの諸元を対象に上記の評価を適用する. ここでは, 代表的なパイプラインの諸元として 6 条件を設定した. これらの条件は, 口径, 管厚, 材料強度がそれぞれ異なっている.

5.3.2 評価結果

作用ひずみを計算した結果を Table 5.2 に示す. 表中には, 管軸方向および管軸直角方向の側方流動を対象に計算した作用ひずみ, および両者を比較して求めた最大作用ひずみを示す. Table 5.1 のパイプラインの作用ひずみは 0.017~0.044 であった.

継手の許容ひずみを計算するにあたり, 入熱量 Q を 25 kJ/cm と仮定して計算した HAZ 軟化特性を Table 5.3 に示す. 入熱量 Q を一定とすれば, 管厚 t が薄いほど, HAZ 相対厚さ X は大きく, HAZ 強度比 $(Sr)_{HAZ}$ は小さくなる. Table 5.1 のパイプラインでは, X は 0.19~0.42, $(Sr)_{HAZ}$ は 0.83~0.87 であった.

継手の許容ひずみ ε_T^J を計算した結果を Fig. 5.2 に示す. ここでは, Table 5.3 の HAZ 軟化特性を設定し, 溶接金属のオーバーマッチ度 $(Sr)_{WM}$ と内圧係数 I_p をパラメータとして ε_T^J を計算した. I_p が大きいほど, $(Sr)_{WM}$ が小さいほど, ε_T^J は低下する傾向となる. $(Sr)_{WM} > 1.0$ の場合は I_p によって破断位置が変化し, Fig. 5.2 (a) の $(Sr)_{WM} = 1.2$ を例とすれば, I_p が小さい範囲では母材で破断し, I_p が 30% 付近の曲線の特異点を超える範囲では HAZ で破断となつて, ε_T^J も急激に低下する. なお, Fig. 5.2 (e) Case 5 では, I_p が大きい場合でも母材破断となる結果となつた. これは, Case 5 の管厚 t が厚いことに起因して, HAZ 相対厚さ X が小さく, HAZ 強度比 $(Sr)_{HAZ}$ が大きい(軟化量が小さい)軟化 HAZ 継手となることから, 母材破断しやすいためである.

Fig. 5.2 に Table 5.2 の作用ひずみ ε_{app} も示す. ε_T^J を計算した曲線と ε_{app} の交点が, ε_T^J が ε_{app} と一致するときの $(Sr)_{WM}$ と I_p の関係である. このように求めた, 許容ひずみ ε_T^J が作用ひずみ ε_{app} と一致するときの溶接金属のオーバーマッチ度 $(Sr)_{WM}$ と内圧係数 I_p の関係を Fig.

5.3 に示す。なお、 $(Sr)_{WM}$ が 1.0 を下回るとアンダーマッチ継手となり、溶接金属部に変形が集中するおそれがあることから、 $(Sr)_{WM}$ は 1.0 を下限とした。図中の曲線よりも上の領域に位置する条件では、 ε_T^J が ε_{app} を上回り、液状化耐震性を保証できる。図中の曲線以下の領域では、 ε_T^J が ε_{app} 以下となり、液状化耐震性を保証できない。Fig. 5.2 の中で、同じ I_P の条件において、要求される $(Sr)_{WM}$ が大きい順番に並べれば、Case 1, 4, 3, 6, 2, 5 である。これらの条件の管材料は、Case 1・4 が X52, Case 3・6 が X42, Case 2・5 が X65 である。Case 1・4・3・6 の管強度が低い条件 (X42～X52) では、 ε_{app} が 0.38 以上と大きく、 ε_T^J が ε_{app} と等しくなるには、 $(Sr)_{WM}$ の要求値が大きくなる。一方で、Case 2・5 の管強度が高い条件 (X60～X65) では、 ε_{app} が 0.02 以下と小さいため、 $(Sr)_{WM}$ の要求値が小さくなる。

Table 5.1 Geometrical and material properties of pipelines

| Case | Diameter D_o (mm) | Thickness t (mm) | Grade | Yield strength σ_y (MPa) | Tensile strength σ_t (MPa) |
|------|------------------------|-----------------------|-------------------|------------------------------------|---|
| 1 | 323.9 | 11.9 | API 5L L360 (X52) | 358 | 455 |
| 2 | 323.9 | 11.9 | API 5L L360 (X60) | 415 | 520 |
| 3 | 323.9 | 11.9 | API 5L L360 (X42) | 289 | 413 |
| 4 | 168.3 | 11.9 | API 5L L360 (X52) | 289 | 413 |
| 5 | 610.0 | 17.6 | API 5L L450 (X65) | 448 | 530 |
| 6 | 762.0 | 12.7 | API 5L L450 (X42) | 289 | 413 |

Table 5.2 Calculation results of applied strain

| Case | Applied strain | | |
|------|---------------------|---------------|---------|
| | Landslide direction | | Maximum |
| | Parallel | Perpendicular | |
| 1 | 0.044 | 0.019 | 0.044 |
| 2 | 0.019 | 0.018 | 0.019 |
| 3 | 0.040 | 0.019 | 0.040 |
| 4 | 0.044 | 0.010 | 0.044 |
| 5 | 0.001 | 0.017 | 0.017 |
| 6 | 0.038 | 0.031 | 0.038 |

Table 5.3 Geometrical and material properties of pipelines

| Case | Heat input Q (kJ/cm) | Thickness t (mm) | HAZ width H (mm) | HAZ relative thickness X | HAZ strength ratio $(Sr)_{HAZ}$ |
|------|---------------------------|-----------------------|-----------------------|----------------------------------|---------------------------------------|
| 1 | 25.0 | 11.9 | 5.04 | 0.42 | 0.83 |
| 2 | 25.0 | 11.9 | 5.04 | 0.42 | 0.83 |
| 3 | 25.0 | 11.9 | 5.04 | 0.42 | 0.83 |
| 4 | 25.0 | 11.9 | 5.04 | 0.42 | 0.83 |
| 5 | 25.0 | 17.6 | 3.41 | 0.19 | 0.87 |
| 6 | 25.0 | 12.7 | 4.71 | 0.37 | 0.84 |

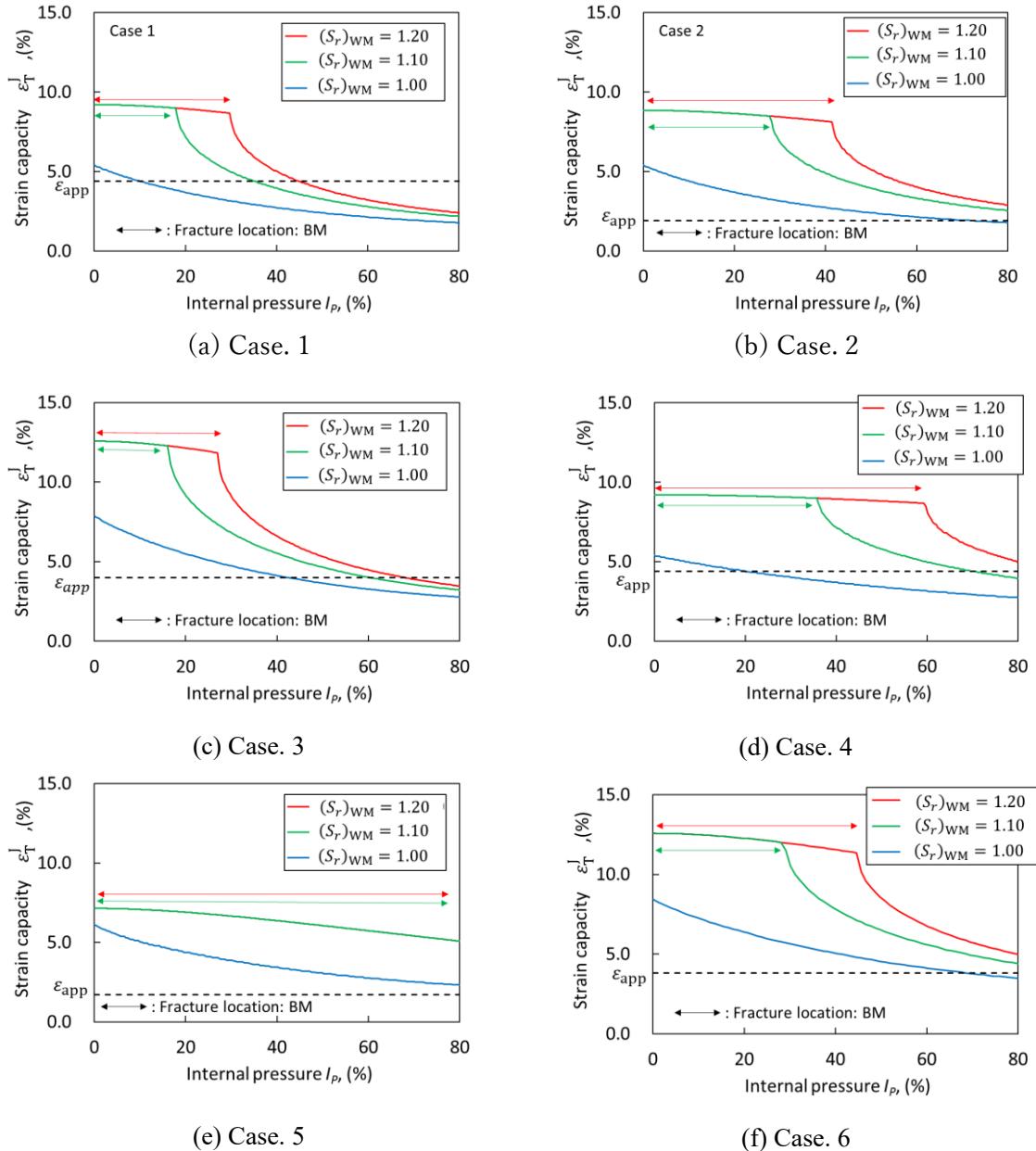


Fig. 5.2 Strain capacity of girth weld joint with softened HAZ for several pipe and weld properties.

5.3.3 液状化耐震性評価のスクリーニング基準

前項の結果から、6種類の軟化 HAZ 周溶接継手 (Case. 1~Case. 6) に対して液状化耐震性を保証するための最低溶接金属オーバーマッチ度(Sr)_{WM}を算定し Fig. 5.3 に整理した。この計算結果を用いて、液状化耐震性をより簡易に評価できるスクリーニング基準を提案する。液状化耐震性を保証する内圧係数 I_p と溶接金属オーバーマッチ度(Sr)_{WM}の関係の上限包絡線をスクリーニング基準とすれば、その上限包絡線は(5.1)式で近似することができる。(5.1)式を用いることで、設定した I_p に対して液状化耐震性を保証できる(Sr)_{WM}を簡易的かつ保守的に求めることができる。本関係式では、 I_p が大きいほど、要求される(Sr)_{WM}が大きくなり、例えば、 I_p が 40% であれば、要求される(Sr)_{WM}は 1.16 である。ただし、(5.1)式は、Table 5.1 の管諸元を対象に保守的に求めた評価曲線のため、管厚 t が 11.9 mm 以上の範囲に限定される。これより管厚 t が小さい条件では、より高い(Sr)_{WM}が要求されることに留意する必要がある。

$$(Sr)_{WM} = 1.9 \cdot I_p^{2.7} + 1.0 \quad (5.1)$$

ここで、 $I_p = (PD_o/2t)/\sigma_Y^{BM}$ である。

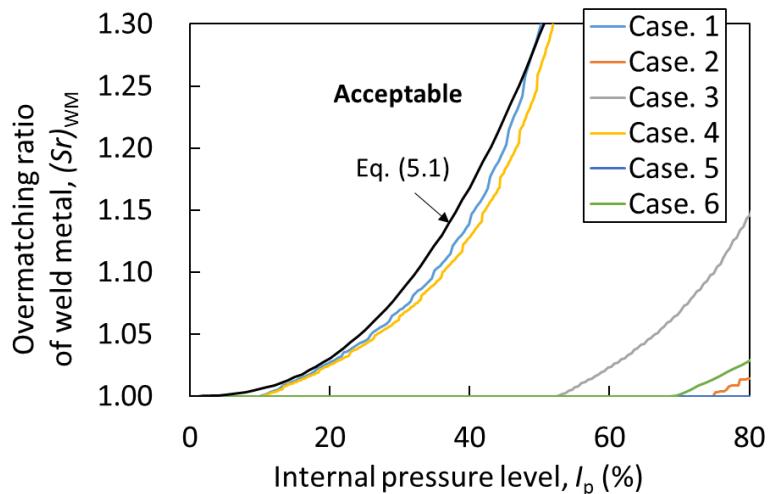


Fig. 5.3 Minimum overmatching ratio of weld metal to ensure seismic-induced liquefaction resistance

5.4 結言

本章では、前章までに検討した、液状化側方流動によって作用する管軸ひずみの評価式と、軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の許容ひずみ（最大荷重時の母材部の遠方ひずみ）の評価式を組み合わせて、軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性能について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 作用ひずみと許容ひずみの評価式を組み合わせ、ひずみベース評価を適用することで、軟化 HAZ 周溶接継手を対象とした一連の簡易な液状化耐震性評価式を提案した。本評価では、許容ひずみが作用ひずみを上回る場合に液状化耐震性を保有しているものと判定する。
- (2) 一連の評価式を用いることで、種々の鋼管諸元に対して、液状化耐震性を保証する溶接部条件として、内圧条件毎に要求される溶接金属オーバーマッチ度を明示した。
- (3) より簡易的かつ保守的に液状化耐震性を評価できるスクリーニング基準として、内圧条件と溶接金属オーバーマッチ度の関係式を提案した。内圧係数（内圧による周方向応力が母材の規格最小降伏応力）が大きいほど、要求される溶接金属のオーバーマッチ度は大きくなる。例えば、内圧係数 40%であれば、要求される溶接金属のオーバーマッチ度は 1.16 である。ただし、本スクリーニング基準は、本検討で検討した範囲で管厚が 11.9 mm 以上の場合に限定される。これより薄い管厚に対しては、一連の液状化耐震性評価式を用いて評価する必要がある。

参考文献

- [1] W. Mohr: Strain-Based Design for Materials with HAZ Softening. Proc. 6th International Pipeline Conference. 2006, IPC06-10424.
- [2] Y. Y. Wang et al.: A Preliminary Strain-Based Design Criterion for Pipeline Girth Welds. Proc. 4th International Pipeline Conference, IPC 2002-27169 (2002).
- [3] Y. Y. Wang et al.: Strain Based Design of High Strength Pipelines. Proc. 17th International Offshore and Polar Engineering Conference, ISOPE-2007-SDB-07 (2007).
- [4] R. Denys et al.: An Engineering Approach to the Prediction of the Tolerable Defect Size for Strain-Based Design, Proc. 4th Pipeline Technology Conference, (2004), p. 163–181.
- [5] S. Igi et al.: Tensile Strain Capacity of X80 Pipeline under Tensile Loading with Internal Pressure, Proc. 8th Int. Pipeline Conference, IPC 2010-31281 (2010).
- [6] 日本ガス機器検査協会: 平成 28 年度石油ガス供給事業安全管理技術開発等事業 ガス工作物技術基準適合性評価等（天然ガスパイプラインの溶接・非破壊検査技術の合理化）報告書, (2017).
- [7] 小貫ら: 地盤液状化に対するパイプライン周溶接接手の許容キズ寸法の簡易評価手法, 日本高圧力技術協会 平成 29 年秋季講演大会, (2017).
- [8] 日本ガス協会: 高圧ガス導管液状化耐震設計指針

第6章 結論

本研究では、軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の液状化耐震性評価手法の構築に向けて、ひずみベース評価の考え方を導入し、液状化側方流動によって管に負荷される作用ひずみと軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみの評価式をそれぞれ提案するとともに、これらの提案式を組み合わせた一連の簡易な液状化耐震性評価手法を開発した。

まず、軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみの評価に向けて、パイプラインの周溶接継手の HAZ 軟化特性を把握するとともに、基礎的な検討として、軟化 HAZ 継手の静的強度とその予測手法について検討した。得られた知見は以下の通り。

- (1) ラインパイプ鋼を種々の溶接方法を用いて 10~25 kJ/cm 程度の入熱量で周溶接を行った場合、HAZ 幅は管厚の 0.1~0.5 倍程度、HAZ の軟化度は母材強度に対して HAZ 強度は約 0.9 倍程度であった。管厚に対する入熱量が大きいほど、HAZ 幅は広くなり、HAZ の軟化度は小さくなる傾向となることを明らかにするとともに、それらの関係式を熱伝導理論および実験結果から提案した。
- (2) 軟化 HAZ 継手の引張破断試験および FEM 解析によって、軟化 HAZ 継手の強度およびその破断位置は、軟化 HAZ の塑性拘束に伴う見かけの強度上昇の影響を受けることを明らかにした。
- (3) 軟化 HAZ 継手の強度が高くなるのは、軟化 HAZ 相対厚さ (=HAZ 幅/管厚) が小さく、軟化 HAZ 強度比 (HAZ 強度/母材強度) が大きく、溶接金属のオーバーマッチ度 (溶接金属強度/母材強度) が大きく、継手試験片の板幅厚比が大きい場合である。
- (4) 軟質継手の強度評価式を基本に、軟化 HAZ の幾何学的・強度的不均質、試験片幅厚比、溶接金属のオーバーマッチ度といった諸因子が継手強度に及ぼす影響を明らかにした。加えて、これら数値解析結果に基づいて、軟質継手の強度評価式に補正を加えることで、各影響因子を考慮した軟化 HAZ 継手の強度評価式を提案した。

続いて、内圧負荷時の周方向応力が軟化 HAZ 周溶接継手の強度と変形性能におよぼす影響について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (5) 軟化 HAZ 継手の強度評価式に対して、内圧負荷時の鋼管材料の見かけの引張強さの影響、および内圧負荷時の鋼管材料の収縮挙動の影響をそれぞれ考慮して補正することで、内圧負荷時の軟化 HAZ 継手の強度評価式を提案した。
- (6) 内圧負荷時の母材の応力ひずみ関係の計算式を提案するとともに、強度評価式と組み合わせることで、内圧負荷時の軟化 HAZ 継手の許容ひずみ（最大荷重時の母材部遠方ひずみ）の評価式を提案した。
- (7) 提案する強度・許容ひずみ評価式を活用することで、内圧が周溶接継手の引張強さおよび許容ひずみに及ぼす影響を明らかにした。内圧が高いほど、継手の引張強さは上昇す

るが、継手強度比（継手強度と母材強度の比）が低下するため HAZ で破断しやすくなる。HAZ 破断する場合は、鋼管材料の変形が母材の一様伸びに達する前に打ち切られるため、継手の許容ひずみは低下し、内圧が高いほど、さらに許容ひずみは低下する。

ここまで検討から、内圧を受ける軟化 HAZ 周溶接継手の許容ひずみの評価式を提案した。

次に、作用ひずみ側の検討として、管軸直角方向の液状化側方流動によって埋設管に作用する管軸ひずみの評価式に関する検討を行った。得られた知見を以下に示す。

- (8) 管と地盤との相互作用を考慮した埋設パイプラインの近似変形解析モデルを用いて曲げ変形と軸力をそれぞれ定式化し、曲げと軸力を考慮した管断面の応力・ひずみ分布とともに管軸ひずみの簡易計算式を導出した。
- (9) 代表的なケースについて弾塑性 FEM 解析を実施し、提案した管軸ひずみの簡易計算式の妥当性を示した。
- (10) 管軸直角方向に地盤流動を受ける埋設パイプラインの管軸ひずみが大きくなる条件は、管口径が大きく、管厚が薄く、管材料の強度が低い場合である。
- (11) 管軸直角方向および管軸方向の地盤流動を想定した場合、最大地盤変位を 3 m と設定し、管厚が 11.9 mm 以上の範囲では、パイプラインで想定される管軸ひずみは 2.0～4.5% 程度である。

最後に、ここまで、液状化側方流動によって作用する管軸ひずみの評価式と、軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の許容ひずみ（最大荷重時の母材部の遠方ひずみ）の評価式を組み合わせて、軟化 HAZ 周溶接継手の液状化耐震性能について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (12) 作用ひずみと許容ひずみの評価式を組み合わせ、ひずみベース評価を適用することで、軟化 HAZ 周溶接継手を対象とした一連の簡易な液状化耐震性評価式を提案した。本評価では、許容ひずみが作用ひずみを上回る場合に液状化耐震性を保有しているものと判定する。
- (13) 一連の評価式を用いることで、種々の鋼管諸元に対して、液状化耐震性を保証する溶接部条件として、内圧条件毎に要求される溶接金属オーバーマッチ度を明示した。
- (14) より簡易的かつ保守的に液状化耐震性を評価できるスクリーニング基準として、内圧条件と溶接金属オーバーマッチ度の関係式を提案した。内圧係数（内圧による周方向応力が母材の規格最小降伏応力）が大きいほど、要求される溶接金属のオーバーマッチ度は大きくなる。例えば、内圧係数 40% であれば、要求される溶接金属のオーバーマッチ度は 1.16 である。ただし、本スクリーニング基準は、本検討で検討した範囲で管厚が 11.9 mm 以上の場合に限定される。これより薄い管厚に対しては、一連の液状化耐震性評価式を用いて評価する必要がある。

以上の結果から、軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手を対象とした簡易な液状化耐震性評価手法を構築した。本手法を用いることで、鋼管諸元や溶接条件（入熱量）をもとに簡易計算のみで、軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の液状化耐震性を評価することができる。これらの成果が、わが国のような地震大国における高圧ガスパイplineの更なる安全性向上とガス輸送コストの低減の一助となることを願い、本論文の終わりとする。

謝辞

本論文をまとめるにあたり、終始たえまないご指導とご鞭撻を頂きました、大阪大学大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻教授 大畠充博士に心より厚く御礼申し上げます。また、本論文の審査においては、大阪大学大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻教授 望月正人博士、大阪大学大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻教授 宇都宮裕博士、大阪大学 接合科学研究所教授 三上欣希博士より大変有用な助言を賜りました。ここに深く感謝申し上げます。

社会人博士課程として本論文をまとめる機会を与えて頂きました、東京ガス株式会社 基盤技術部 吉田豊部長、石井啓所長に謹んで感謝申し上げます。また、本研究を遂行するにあたり、手厚いご指導とご協力を賜りました、東京ガスエンジニアリングソリューションズ株式会社 小口憲武博士、東京ガス株式会社 三津谷維基博士、穴太聖哉氏、東京ガスネットワーク株式会社 今井康仁氏に心より厚く御礼申し上げます。職場内のチームメンバーとして支えて頂いた、今田耕太郎氏、山口洸氏、本間智華氏、金井俊祐氏、國政光氏、小野崎龍氏に謹んで感謝申し上げます。

本研究における有限要素法の解析実施にあたっては、株式会社日本オープンシステムズ 毛塚貴美子氏に多大なるご協力を頂きました。ここに、心より御礼申し上げます。また、各種材料試験や破壊試験の遂行にあたって多大なるご協力を頂きました、東京理学検査株式会社 内木伸氏に厚く御礼申し上げます。

最後に、本論文を執筆するにあたり、終始暖かく見守って頂いた家族（妻 愛生、長女 詩華、次女 叶葉）に深く感謝いたします。

2025年1月 小貫 翔馬

本論文に関する査読付き発表論文

- [1] 小貫翔馬, 三津谷維基, 大畠充: ラインパイプ周溶接継手の軟化 HAZ を考慮した引張強度予測手法, 溶接学会論文集 (2023), 41 (4), 263-272; <https://doi.org/10.2207/qjjws.41.263>.
- [2] S. Onuki and M. Mitsuya: Simplified Design Formula for Tensile Axial Strain of Buried Pipeline Subjected to a Liquefaction-Induced Lateral Landslide, International Journal of Offshore and Polar Engineering, Vol. 34 (2024), No. 1, March 2024, pp. 56–66; <https://doi.org/10.17736/ijope.2024.jc89>.
- [3] 小貫翔馬, 三津谷維基, 大畠充: ラインパイプ用鋼の軟化 HAZ を有する周溶接継手の引張強さと変形性能に対する内圧の影響, 溶接学会論文集 (submitted) .
- [4] S. Onuki, M. Mitsuya and M. Ohata: Formulation for Evaluating Tensile Strength of Girth Weld Joint of Linepipe with Softened HAZ under Internal Pressure, Welding in the World (in press) .

本論文に関する学会発表

- [1] 小貫翔馬, 三津谷維基, 小口憲武: パイプライン周溶接継手の静的引張試験における破断位置の予測手法”, 溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集 (2019).
- [2] 小貫翔馬, 三津谷維基, 大畠充: 軟化 HAZ を有するラインパイプ周溶接継手の引張強度への内圧の影響とその予測手法, 溶接構造シンポジウム 2023 講演論文集 (2023).
- [3] S. Onuki, and M. Mitsuya: Simplified Formula for Tensile Strain of Buried Pipeline Subjected to Lateral Spreading due to Soil Liquefaction, Proceedings of the Thirty-first International Ocean and Polar Engineering Conference, ISOPE-I-21-4114 (2021) (査読付き).