

博 士 論 文

熱-水-力学応答連成解析による LNG 地下タンク躯体の
温度応力による剛性低下の解明とひずみによる耐震性能照査

高 橋 智 彦

論文の内容の要旨

熱・水・力学応答連成解析による LNG 地下タンク躯体の
温度応力による剛性低下の解明とひずみによる耐震性能照査

高橋 智彦

研究で対象とする LNG 地下タンク躯体は、危険物である LNG を貯蔵する設備であり、常時に LNG の冷熱による非常に大きな温度応力が作用しているとともに、特に高い耐震性能が求められる構造物である。

LNG 地下タンクの躯体に温度応力が作用すると、躯体にはひび割れが発生し、躯体の剛性が低下することが確認されており、既往の研究成果から剛性を 1/2 に低減して構造設計を行っている。この剛性低下率は躯体に発生する応力に大きく影響を及ぼし、剛性低下率の違いが常時もしくはレベル 1 地震時の配筋を大きく左右する。しかしながら、既往の地下タンク躯体の配筋はレベル 2 地震動で決定されており、温度応力による断面剛性の低下については、詳細な検討は実施されてこなかった。

一方で、既設タンクの耐震性能を評価する手法として、レベル 2 地震動に対して、ひずみ照査が適用されており、同様な評価を新設構造物に適用することで躯体の鉄筋量を削減することが提案されていた。しかしながら、新設構造物にひずみ照査を適用するには、いくつかの課題があるものと筆者は考えている。

- ✓ レベル 2 地震動に対してひずみ照査を適用すると、躯体の鉄筋量が常時もしくはレベル 1 地震動等で決定する可能性があるものの、その際に用いる温度応力による剛性低下は現状の評価方法が妥当なものか
- ✓ 既設構造物の耐震性能評価で用いている手法では、面内せん断に対する評価指標と限界値が示されているものの、面外せん断に対しては断面力・断面耐力による照査方法しか示されておらず、ひずみによる直接的な評価手法が確立されていない
- ✓ 前記 2 つの課題を解決した上で、鉄筋量を大幅に削減して新設される LNG 地下タンクは、どのようなモードで破壊が進展し、どの程度耐震に対する余裕があるかを事前に評価しなければ、想定以上の地震動が作用した時に脆性的な破壊を起こす可能性も否定できず、トータルとしてみたときに合理的な設計になっているかが分からない

そこで、これらの課題を解決するために、本研究においては、後述する検討を行った。

任意の材料・配合，構造諸元および養生・環境条件のもとで，水和反応の開始から長期供用期間におよぶ性能と応答を統一的な手法で評価するためのマルチスケール統合解析を用いて，100年間にわたる挙動の一元的な評価を試みた。

コンクリート打設時や硬化時などの躯体構築時の経時変化，LNG封入後から定常状態に至るまでの経時変化，長期材齢時の経時変化と躯体損傷を評価した結果，ひび割れ損傷は躯体表層部に限定的に発生しているだけで，躯体内部にまでは進展していないことが確認された。なお，躯体表層部で発生しているひび割れは，最大でも引張軟化し始める程度に留まっている。

また，常時の荷重のみが作用している状態での断面力の経時変化を確認したところ，温度や含水状態の変化に伴う体積変化等によって断面力が変化し，5～10年程度でほぼ定常状態となった。さらに，躯体に発生する軸力，せん断力，曲げモーメントは断面剛性低下率を1/2とした場合と一致しており，従来の設計手法の妥当性が確認された。従来，断面剛性の低下はひび割れの発生によるものと考えられていたが，その影響よりもクリープによる低下の方が支配的であることが明らかとなった。

LNG地下タンクの実施設計段階で地盤-タンク連成3次元動的非線形解析を用いてレベル2耐震性能評価を行った。また，解析応答値のひずみを直接的に評価する指標を構造物の目標性能に応じて適切に設定して評価する耐震設計を提案した。

これまで構造物の設計は「断面力」という概念の元に，その部材の耐力で照査する方法が一般的であった。一方で，解析技術の進展に伴い，設計段階で動的非線形解析を行うことが可能となってきた。

今回対象としたLNG地下タンク躯体においては，常時，異常時およびレベル1地震動で決定した配筋に対して，レベル2地震動を作用させてひずみ照査を行った。その結果，鉄筋を増やすことなく照査値を満足することができ，大幅な合理化を図ることが出来た。

さらに，LNG地下タンク躯体にレベル2地震動を越えるような想定以上の地震動を作用させて，破壊形態や保有性能について検討した。その結果，LNG地下タンク躯体はウェブ面の面内せん断損傷が先行することが明らかとなり，既往の知見と一致する結果となった。また，LNG地下タンク躯体の保有性能は非常に高く，レベル2地震に対して5倍程度の耐荷性能や変形性能があることが分かった。

このように設計段階において想定以上の地震力が作用した場合の性能を評価しておくことは，LNG地下タンクの所有者・管理者にとって，運用中に発生する地震リスク評価を定量的に行うことが出来ることから，事業継続計画（BCP）に役立てることが可能であるとともに，熊本地震のように比較的大きな地震が再来した場合の構造物健全性評価にも活用が可能である。

実構造物へ適用した結果をもとに、躯体鉄筋量の要因別合理化効果を整理した。その結果、従来号機を 100%とし、荷重レベルの引き上げ（レベル 2 地震動の照査付加）を行ったにも係わらず、最新の 9,12 号タンクではレベル 2 地震動にひずみ照査を取り入れることによって大幅な鉄筋量の削減がなされており、鉄筋量は従来号機の 55%となった。また、建設コスト全体も大幅に削減できており、コストは従来号機を 100%とした場合に 64%まで低減できた。

さらに、今回の地下タンクでは、底版鉄筋の合理化等を図るために、底版と躯体を一体化する剛構造を採用した。これにより、ピン結合構造の場合に必要な目地部の支承構造や止水構造を省略でき、非常にシンプルな構造とすることが可能である。一方で剛結部の配筋は複雑となり、施工の簡略化が必要であった。今回の一連の検討結果から、剛結部が LNG 地下タンク躯体の破壊の起点とならないことや、レベル 2 地震動に対しても十分な安全性を有していることが確認されたため、剛結部においては同一断面に継手部を集中させても構造物の性能には影響を及ぼさないと判断し、一体化施工を行うことで大幅な工程短縮を図ることが可能となった。

ELUCIDATION OF THE DECREASE IN RIGIDITY OF LNG UNDERGROUND TANK USING THERMO-HYGRO-DYNAMIC ANALYSIS AND EVALUATE EARTHQUAKE PERFORMANCE BY STRAIN MEASUREMENT

TAKAHASHI Tomohiko

ABSTRACT

Underground LNG tanks require extremely high aseismic performance not only because it contains hazardous material but because it constantly incurs temperature stress from the LNG cooling process.

When an underground LNG tank undergoes temperature stress, cracks will start to appear on the body and the rigidity will decrease. From past research results, we design the rigidity to halve in such cases. The lowering rigidity rate affects the stress that occurs to the body, and the difference in the decrease rate will affect the reinforcement arranging plan for regular and Level-1 earthquake conditions. However, since reinforcement arranging plans for existing underground LNG tanks are defined by Level-2 earthquake intensity, there is a lack of detailed analyses of rigidity decrease due to temperature stress.

On the other hand, strain measurement is applied as a tool to evaluate earthquake performance of existing tanks for the Level-2 earthquake. Similar evaluation methods are applied to newly constructed tanks to decrease the amount of reinforcement in the tank bodies. However, the author thinks that there are a few issues with applying strain measurement to new structures.

- When you apply strain measurement method to Level-2 earthquakes, there is a possibility that the amount of reinforcement for the structure is defined by the regular or Level-1 earthquake conditions. Is the existing evaluation method effective to evaluate the rigidity decrease due to temperature stress?

- While the method to evaluate the aseismic performance for existing structures provides evaluation indicators for inter-cross section shear and its limitation, evaluation methods for outer-cross section shear is limited to sectional force-sectional capacity checking. Direct evaluation method by strain is not established.

- After solving these two problems, we need to evaluate how destruction proceeds in underground LNG tanks that are built with the reduced amount of reinforcements and the degree of remaining aseismic force as we cannot deny the possibility of brittle destruction when a larger than expected seismic motion occurs. We need to understand if the design is rational as a whole.

Therefore, the author conducted these analyses to solve these problems.

The author deployed multi-scale modeling methods to evaluate the capacity and response from the beginning of the hydration reaction up to long term in-service period with various materials and compositions, structural variables, curing conditions, and various environmental conditions. This resulted in a unified evaluation of structural movements over a 100-year period.

After evaluating the chronological change of the structural body during concrete pouring and the hardening period, chronological change from LNG filling to steady period, chronological change at long material age, and the damage of the body, the author discovered that crack damage only occurs at limited surface areas of the body. Cracks did not progress to the inside of the body. Cracking at the surface of the body was at the level of tensile softening characteristics of concrete at maximum.

In addition, the author validated the chronological change of cross-section force at a normal load and identified that the force changes through the change in temperature or volume due to the difference in the hydrous state. It will reach the normal state in around five to ten years. The axial force, shear force, and the bending moment that occurs on the body match half of the section rigidity decreasing rate, which confirms the adequacy of the existing designing method. Previously, the decrease in cross-section rigidity was thought to come from the occurrence of cracking. However, the author discovered that the decrease caused by creep is more dominant.

The author conducted a Level-2 aseismic evaluation using soil - tank three-dimensional dynamic nonlinear analysis during the underground LNG tank designing phase.

Additionally, the author proposed an aseismic design which sets the shear response from the numeric analysis as a direct indicator in response to the target capacity of the structure.

In general, structural design was done by checking the yield strength of the components

of the structure. The development of analysis technology has enabled dynamic nonlinear analysis during the design phase.

The author conducted strain checks to the underground LNG tank body by applying level-2 earthquake motion to reinforcement arrangement that was decided by normal and level-1 seismic force. As a result, the author was able to realize major streamlining of design by satisfying the checking value without increasing the amount of reinforcement.

Furthermore, the author analyzed destruction modes and characteristics when aseismic force that exceeds level-2 aseismic motion was applied. The author found out that inter-cross section shear damage at the web precedes for underground LNG tanks, which matches finding from existing researches. The level of retention characteristics for underground LNG tank bodies is very high. It holds five folds of load resistance and deformation capability toward level-2 seismic activity.

By evaluating the seismic force that exceeds the expectations during the designing phase, owners and operators of LNG tanks can evaluate seismic risks during its lifetime operation. This will be useful for BCP planning and evaluating the soundness of structures after a relatively large earthquake reoccurs.

The author organized the effect of streamlining the amount of reinforcement by various factors by applying this method to actual structures. As a result, even though the load level was increased (level-2 seismic motion was added), the amount of reinforcement in the latest No.9 and No.12 tank was reduced to 55% of previous tanks. Construction costs were reduced to 64% from previous tanks.

In addition, the author adopted a rigid-connecting structure of the deck slab and the body to streamline the amount of reinforcement in the deck slab. This enabled the omission of bearing structure and water stop structure in the sealed joint when we adopt the pinned connection structure, which resulted in a very simple structure. On the other hand, this made the reinforcement arrangement at the rigid-connecting area complex and required simplification of construction. Through the series of analyses, the author concluded that the rigid-connecting area will not become the starting point of destruction of the underground LNG tank body and that concentrating the joints to the same cross-section will not have negative effects on the capacity of the structure. Therefore, an integrated construction method that enabled the shortening of the construction process was implemented.

熱-水-力学応答連成解析による LNG 地下タンク躯体の
温度応力による剛性低下の解明とひずみによる耐震性能照査

目 次

1. 序 論	1
1.1. 総 論	3
1.1.1. 研究の背景	3
1.1.2. 研究の目的	3
1.1.3. 研究の特徴	4
1.1.4. 研究の概要	4
1.2. LNG 地下タンクの概要と運用	6
1.2.1. LNG 地下タンクの概要	6
1.2.2. LNG 地下タンクの運用	8
1.3. LNG 地下タンク躯体の剛性低下と耐震性能照査に係わる技術検討経緯	9
1.3.1. 温度応力による剛性低下に係わる技術検討経緯	9
1.3.2. 耐震性能照査に係わる技術検討経緯	9
1.4. 本研究の構成	12
1.4.1. 検討対象構造物	12
1.4.2. 本研究の構成	13
2. 熱-水-力学応答連成解析 (DuCOM-COM3) による LNG 地下タンク躯体の剛性低下の 解明	15
2.1. 解析概要	17
2.1.1. 解析方法	17
2.1.2. 解析モデル	18
2.1.3. 解析プロセス	21
2.2. 建設時から 100 年までの長期挙動評価	25
2.2.1. 躯体構築時の経時変化	25
2.2.2. LNG 封入後から定常状態に至るまでの経時変化	27

2.2.3.	長期材齢時の経時変化と躯体損傷	29
2.2.4.	断面力の経時変化と断面剛性	32
2.3.	まとめ	35

3. 3次元動的非線形 FEM 解析 (COM3) による LNG 地下タンク躯体の耐震性能照査

		37
3.1.	解析概要	39
3.1.1.	解析方法	39
3.1.2.	解析モデル	39
3.1.3.	入力地震動	40
3.1.4.	解析ステップ	43
3.2.	レベル 2 地震作用時の耐荷性能評価指標と限界値の設定	44
3.2.1.	評価指標と限界値の設定	44
3.2.2.	コンクリートの圧縮ひずみ	45
3.2.3.	メンブレンの破断	45
3.2.4.	面外せん断破壊	45
3.3.	レベル 2 地震作用時の耐荷性能評価結果	47
3.3.1.	地下タンク躯体の挙動	47
3.3.2.	耐荷性能評価結果	48
3.3.3.	従来の面外せん断力による評価結果	50
3.4.	想定以上の地震力が作用する場合の保有性能評価	51
3.4.1.	解析方法	51
3.4.2.	解析結果	52
3.4.3.	LNG 地下タンク躯体の保有性能	54
3.5.	まとめ	56

4. 実構造物への適用	57
4.1. 鉄筋量の要因別合理化効果	59
4.1.1. 鉄筋量の算定結果	59
4.1.2. 比較対象とする地下タンク	62
4.1.3. LNG 地下タンク躯体の要因別合理化効果	68
4.2. 技術開発と建設コストの推移	69
4.3. 底版-躯体剛結部の施工合理化	71
4.3.1. 剛結構造の概要	71
4.3.2. 施工の合理化	71
4.4. まとめ	73
5. 結 論	75
5.1. DuCOM-COM3 で明らかとなった LNG 地下タンク躯体の 100 年間の挙動と剛性低下	77
5.2. ひずみ照査に用いる損傷指標と限界との設定と COM3 による耐震性能評価結果	77
5.3. 実構造物への適用結果	79
5.4. 合理化の方向性	79
5.5. 本研究の意義と成果	80
参考文献	81
謝 辞	83
付 録	85
付録 A 石灰石骨材を用いたコンクリートの熱膨張係数	87
付録 B レベル 2 地震における鉛直方向の目標スペクトル	89
付録 C レベル 2 地震時の躯体止水性能評価	91
付録 D 施工状況写真	95

1. 序 論

本章では、研究の前提となる事項をまとめる。

最初に、総論として研究の背景、目的、特徴について概説し、筆者の本研究への取り組み姿勢を明らかとする（1.1 節）。

また、LNG 地下タンクについて、その概要と運用状況を取りまとめ、本研究において基礎となる事項を示す（1.2 節）。

次いで、LNG 地下タンク躯体を対象に、これまで行われてきた温度応力による剛性低下に係わる技術的検討経緯を整理するとともに、現行のレベル 2 地震動に対する耐震性能照査方法を概説する（1.3 節）。

さらに、検討の対象とした LNG 地下タンク躯体の具体的な諸元を示すとともに、本研究の構成について詳述する（1.4 節）。

1.1. 総論

1.1.1. 研究の背景

LNG 地下タンクは円筒形の躯体と円形スラブの底版，ドーム状の屋根，メンブレン，保冷材などから構成されている。躯体と底版は RC 製で，屋根は鋼製である。この地下タンク内には，危険物である LNG が貯蔵されており，特に高い耐震性能が求められる構造物である。LNG は -162°C の極低温の液体であり，保冷材を介して躯体に冷熱を与え，躯体外側（地盤側）に配置されたヒーティング設備でコントロールされながら，躯体は $-30^{\circ}\text{C}\sim 0^{\circ}\text{C}$ に安定的に維持されている。このため，LNG 地下タンクは常時の荷重として温度荷重を考慮しており，断面力の計算では，温度荷重に起因したひび割れ発生による躯体の剛性低下を考慮している。

躯体の剛性が変化すると躯体に発生する断面力は大きく変化するため，剛性低下をどの程度見込むかは，躯体の鉄筋量に大きく影響を及ぼす。しかしながら温度荷重による剛性低下は一般に $1/2E_0I_0$ とされており¹⁾，これは梁部材を対象とした室内実験および解析結果等^{2)~3)}をもとに設定されたものであり，実物大の構造物でどの程度の剛性低下が発生しているかは明らかとはなっていない。

また，LNG 地下タンクの耐震性能照査は 3 次元動的非線形解析を用いて行うことが既に提案されているものの⁴⁾，実機を対象として設計段階でレベル 2 地震の耐震性能照査を行った実績はなく，ひずみの評価指標は完全には整理されていない。

さらに，設計段階でひずみ照査を行うことは非常に合理的ではあるものの，想定を上回るような地震動が作用した場合に，どの程度の地震動で機能を失い，どのような破壊モードとなるのかを考慮し，構造物の保有性能を事前に確認しておくことが非常に重要であると筆者は考えている。

1.1.2. 研究の目的

本研究の目的は，LNG 地下タンク躯体を対象に，任意の材料・配合，構造諸元，および養生・環境条件のもとで水和反応の開始から長期供用期間におよぶ性能と応答を統一的な手法で評価が可能なマルチスケール統合解析システム^{5)~7)}を用いて，LNG の冷熱で発生する温度応力による剛性低下を評価するとともに，ひび割れ発生や鉄筋降伏から破壊へと至る構造挙動を評価する材料非線形解析システム^{8)~9)}を用いて，LNG 地下タンク躯体のひずみによる耐震性能照査を行い，構造物の保有性能も含めた検討を行うことである。

マルチスケール統合解析においては，水和反応-空隙構造形成-水分移動の三者の数理モデルを連結させた解析コード「DuCOM」と，ひび割れ発生や鉄筋降伏から破壊へと至る構造挙動を評価する材料非線形解析コード「COM3」を並列演算さ

せ逐次情報を共有しながら事象を追跡する。なお、本解析においては常時の検討が主となることから、LNG 地下タンクの対称性を考慮して 180° モデルとする。

また、耐震性能照査および保有性能の評価においては前述の「COM3」を単独で用いて評価を行うこととし、地震動の多方向性を踏まえて水平 2 方向+鉛直方向の 3 方向同時加震を考慮できる 360° モデルとした。

1.1.3. 研究の特徴

LNG 地下タンクのような大規模構造物には、常時に自重や土圧だけでなく、液圧やガス圧、LNG の冷熱による温度荷重など、様々な荷重が作用しており、その時々で境界条件も異なっている。このような構造物において、部材の剛性がどのように時々刻々と変化していくのかを追跡するために、建設から運用までの一連の状況を統一的に解析できる DuCOM-COM3 を用いて評価するとともに、多数の解析ステップを設定して詳細にモデル化し、剛性低下の経時変化を捉えている点が特徴である。

また、LNG 地下タンクはレベル 2 地震動で躯体の鉄筋量が決定されているものの、過度な安全尤度を持っているものと筆者は考えている。これはレベル 2 地震動のような極めて希な事象に対しても、断面力-断面耐力による照査を実施していることに起因している。このため、新設構造物に対しても COM3 を用いてひずみ照査を行い、大幅な鉄筋量の削減を試みている。

さらに、LNG 地下タンクのような非常に重要な構造物は、想定を上回る地震動が作用したとしても脆性的な破壊に至ることは避けなければならない。そこで荷重レベルを徐々に引き上げ、破壊に至るまでの尤度や破壊モードの評価を事前に実施しておくことで、鉄筋量を大幅に削減しても、十分な安全性が確保されていることを確認していることも本研究の大きな特徴である。

1.1.4. 研究の概要

研究では、LNG の冷熱で生じる温度応力による断面剛性の低下について、水和反応の開始から長期供用期間に及ぶ性能と応答を統一的に評価できるマルチスケール統合解析 (DuCOM-COM3) を用いて評価する。

また、ひずみ照査のための損傷指標と限界値を新たに設定した上で、3 次元動的非線形 FEM 解析 (COM3) を用いて、レベル 2 地震動に対して LNG 地下タンクの耐震性能を照査した。

さらに、レベル 2 地震動を上回る地震力が作用した場合の解析を実施し、その時の損傷状態の変化を評価し、破壊形態や保有性能について検討する。

最後に、このように設計された地下タンクの鉄筋量とコストの推移について整理し、今回研究の合理化に対する成果について取りまとめる。

1.2. LNG 地下タンクの概要と運用

1.2.1. LNG 地下タンクの概要

LNG 地下タンクは LNG（液化天然ガス Liquefied Natural Gas: 温度 -162°C ，密度 $0.42\sim 0.49\text{kg}/\ell$ ）を地下に貯蔵する容器であり，RC 製の躯体と底版，鋼製の屋根，メンブレン，保冷材などにより構成されている．図-1.1 に本研究で対象とする地下タンクの構造概要を示す．

躯体と底版には，常時に自重，土圧，液圧，ガス圧，屋根荷重等の荷重や LNG の冷熱による温度荷重が作用し，地震時には主に周辺地盤の変位に起因する荷重が増分荷重として作用する．躯体と底版は，これらの荷重に対して地下に貯液空間を確保するための耐荷性能を有するとともに，屋根やメンブレン，保冷材などを支持している．

メンブレンは極低温に耐えるステンレス製の薄板で，貯液や気化ガスに対して液密性や気密性を確保している．

保冷材は断熱性能と支圧強度を持つ硬質ポリウレタンフォームで，メンブレンと躯体の間に配置し，LNG の気化を抑制するとともに，液圧，ガス圧，温度を躯体に伝達する．

屋根は鋼製ドームで，気化ガスに対する気密性を確保している．

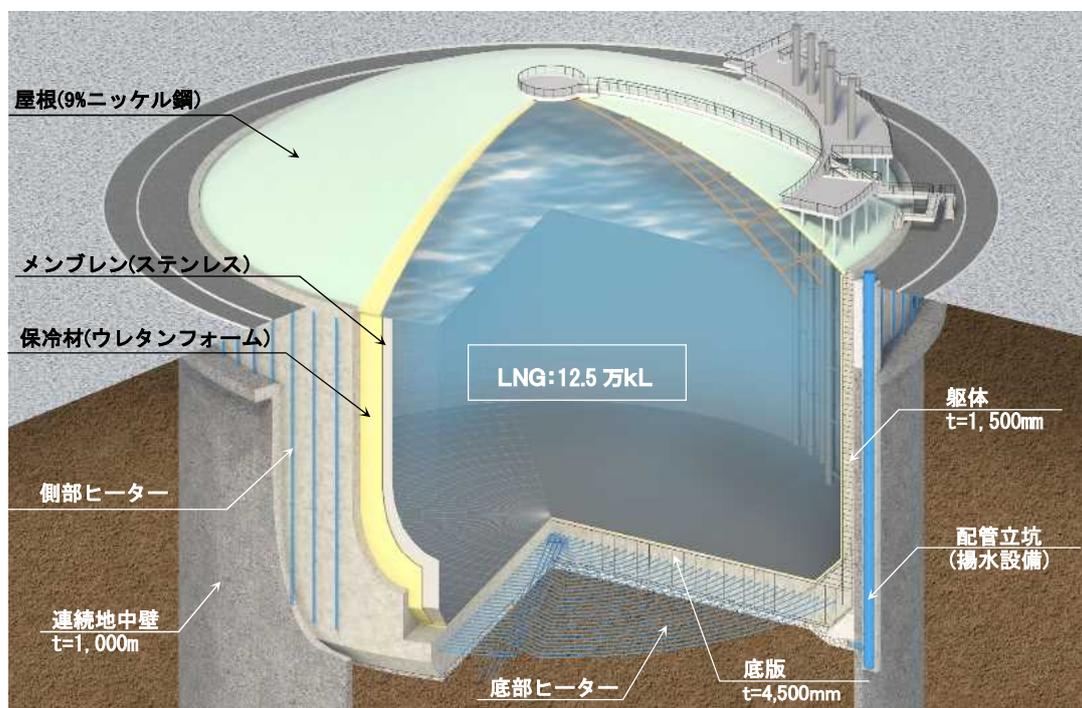


図-1.1 一般的な LNG 地下タンクの構造概要

LNG 地下タンクの躯体内に地下水が浸入し凍結すると、その水圧や膨張圧によってメンブレンや保冷材の支持機能に支障をきたすため、躯体と底版には耐荷性能とともに止水性能が要求される¹⁰⁾。LNG 地下タンクに要求される構造性能を表-1.1に示す。

LNG 地下タンク躯体は、レベル 2 地震動のような供用期間中の遭遇確率が非常に小さい極めて強い地震動に対して合理的な耐震性能照査を実現するため、躯体にはある条件の範囲で鉄筋の塑性化やひび割れの残留が許容されており、躯体の持つ変形性能を有効に活用することが可能となっている。

表-1.1 躯体の構造性能¹⁰⁾

性能		常時性能：健全	
耐荷性能		<ul style="list-style-type: none"> ➤ 常時荷重（低水位）に対して降伏強度以下 ➤ 供用期間中に、躯体の構造性能が高い信頼度で維持できる 	
止水性能		<ul style="list-style-type: none"> ➤ 過大なひび割れがなく、漏水が殆どない状態 	
性能		異常時性能：健全	
耐荷性能		<ul style="list-style-type: none"> ➤ 異常時荷重（高水位）に対して降伏強度以下 ➤ 供用期間中に、躯体の構造性能が高い信頼度で維持できる 	
止水性能		<ul style="list-style-type: none"> ➤ 過大なひび割れがなく、漏水が殆どない状態 	
性能		地震時性能	
性能	レベル 1 地震動 耐震性能 1：健全		レベル 2 地震動 耐震性能 2：機能維持
	耐荷性能	<ul style="list-style-type: none"> ➤ 降伏強度以下 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ 地震後の耐力低下はない
止水性能	<ul style="list-style-type: none"> ➤ 地震後に過大なひび割れがなく、周辺地下水の躯体内への浸透が殆どない状態 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ 地震後に周辺地下水の躯体内への浸透がある程度あっても、LNG の冷熱で即座に凍る状態 	

1.3. LNG 地下タンク躯体の剛性低下と耐震性能照査に係わる技術検討経緯

1.3.1. 温度応力による剛性低下に係わる技術検討経緯

鉄筋コンクリートの温度応力による剛性低下については、主に RC 梁の室内試験結果²⁾および変形・クリープ解析の結果³⁾から定められている。

RC 梁に軸力と温度荷重を与えた場合、軸力が一定で温度荷重が増加する荷重状態における部材の残存剛性率は、常温の場合に比較して 50%~60%であり、LNG 地下タンク躯体の設計において温度荷重が作用する場合の剛性は 2/3 とするのが適切であると結論づけられている。

さらに、実大断面部材の変形解析の結果から、温度荷重のみが作用する場合には、残存剛性率が 47~66%、土水圧あるいは自重による軸圧縮力、偏土圧あるいは揚水圧による外力モーメントおよび温度荷重が作用する場合には残存剛性率が 33~38%になることが示されている。

また、作用荷重を温度荷重のみで供用期間 10 年間にわたるクリープ解析を行った結果、コンクリートのクリープにより、長期運転期間にわたって温度荷重を低減する効果が期待でき、温度荷重発生後 2 年および 10 年時点の剛性はそれぞれ 64~73%、50~62%に緩和されることが示されている。

これら変形解析およびクリープ解析の結果から、剛性を $1/2E_0I_0$ とすることが可能であり、十分に安全側の値であると結論づけられ、温度荷重が作用する場合にはこの剛性を用いることが一般になっている。

1.3.2. 耐震性能照査に係わる技術検討経緯

LNG 地下タンク躯体の設計は、従来、「LNG 地下式貯槽指針」（日本瓦斯協会、1979.3）¹⁾等に準拠して行われており、表-1.2 に示される手法 1「準動的線形解析」による許容応力度設計法となっていた。その後、1995 年 6 月に、宮本が LNG 地下タンク躯体を対象に限界状態設計法による合理化の研究¹⁰⁾を行い、手法 2「準動的等価線形解析」による限界状態設計法を提案している。

宮本の研究を更に発展させて、土木学会エネルギー土木委員会「LNG 地下タンク設計合理化小委員会」（委員長：岡村 甫）は、1999 年 11 月にコンクリートライブラリー 98・「LNG 地下タンク躯体の構造性能照査指針」¹⁰⁾を発刊した。

指針では、最新の知見を反映した設計を容易にするため限界状態設計法を活用した性能照査システムを採用し、耐震性確保のあり方に自由度を持たせるため、既存の解析手法を含め、力学特性のモデル化が異なる種々の解析手法に対してその手法に適した照査方法を提案している。その中で、地震時における地盤とタンク躯体の相互作用や LNG 地下タンク躯体の持つ変形性能をその損傷過程にまで立ち入って

的確に評価することができる手法として、手法 4「動的・材料非線形解析」の適用を提案している。ただし、ライブラリーの発刊時には、コンピューターの計算能力や解析手法の適用性評価が十分でなく、この解析手法を用いた耐震性能照査は近未来に実現できるものと位置づけられている。

表-1.2 解析手法の分類¹⁰⁾

手法の名称		手法 1	手法 2	手法 3	手法 4
		準動的 線形解析	準動的 等価線形解析	動的 非線形解析	動的 非線形解析
設定入力地震動		1 段階	多段階		
解析に用いる入力値		地盤の応答変位 地盤応答解析で算出した同時刻分布		加速度時刻歴波形 設計基盤に入力	
静的・動的解析の区分		応答変位法（静的解析）		時刻歴応答解析（動的解析）	
解析モデル	個別・連成の区分	地盤と構造物は 個別解析		地盤と構造物の 一括解析（連成解析）	
	地盤特性	地盤ばね：弾塑性型モデル		非線形 履歴依存モデル 全応力	非線形 履歴依存モデル 全応力/有効応力
	構造特性	線形 初期剛性 温度応力 $1/2EI$	線形 等価剛性 剛性低下	非線形 部材レベル履歴依 存マクロモデル ひび割れ、鉄筋降 伏等を間接考慮	非線形 材料の非線形性を 考慮した構成則 ひび割れ、鉄筋降伏 等を直接考慮
解析される 主な応答値		断面力		要素の 曲率・ひずみ、 断面力	構造物全体の 変形損傷を 直接示す指標
躯体の照査項目		断面力 許容応力度照査	断面力 限界状態照査	要素のひずみ、 断面力 (面外せん断)	構造物全体の 安定性

また、渡辺ら¹²⁾¹³⁾は、材料非線形解析を用いて LNG 地下タンク躯体の終局変位時の等価剛性を求め、これをレベル 2 地震時の耐震性能照査に用いる研究を行っているものの、地震の作用をより実際に近い形で考慮し、载荷経路に依存する LNG 地下タンク躯体の損傷程度や変形量を直接照査するような手法にはなっていない。

そこで、2012 年 11 月に原田⁴⁾は縮小模型実験による LNG 地下タンク躯体の耐荷機構の解明および 3 次元材料非線形 FEM 解析 (COM3) の適用性検討を行うと

ともに、縮小模型実験の結果から手法 4 における躯体のひずみによる限界値を設定し、既設の LNG 地下タンクを対象とした耐震性能評価を行っている。

ここで、手法 4 における照査項目と限界値については、解析と実験の対比からコンクリートの主圧縮ひずみの最大応答値を照査項目とし、その限界値をコンクリートの圧縮強度に達するひずみ ε'_{peak} の 2 倍とすることで最大耐力時の変位を直接評価できることを明らかにしている。ただし、ここでは躯体の面外せん断に関する検討・評価は実施されておらず、面外せん断に対しては当初設計の耐力照査が踏襲されている。

なお、現状では手法 4 によって設計された新設の LNG 地下タンクは存在せず、基本的にはレベル 2 地震動に対する照査はレベル 1 地震動等に対する評価と同様に断面力および断面耐力によって行われている。

1.4.2. 本研究の構成

本研究の構成と内容の概略フローを図-1.5に示す。また、本研究の第2章以降の構成の概略を示すと以下のようになる。

新設のLNG地下タンク躯体については、通常、レベル2地震動に対しても断面力および断面耐力を用いた耐力照査が用いられており、実態としてレベル2地震動が決定ケースとなって配筋が決まっており、鉄筋量の削減余地が残されているものと考えている。そこで新設のLNG地下タンクのレベル2地震動に対する照査にひずみ照査(表-1.2の手法4に該当)を適用し、鉄筋量の合理化を行う。一方で、このように設計されるLNG地下タンクは、常時に作用する温度荷重により配筋が大きく左右されるために、温度荷重の評価を従来よりも厳密に実施する必要がある。

そこで本研究においては、熱-水-力学応答連成解析が可能なDuCOM-COM3を用いて、水和反応の開始から長期供用期間に及ぶ性能と応答を評価し、100年間にわたる挙動の一元的な評価を行い、LNGの冷熱によって発生する温度応力によって断面の剛性がどの程度低下し、温度応力が躯体にどの程度影響するのかを検討するとともに、従来の剛性低下の考え方の妥当性を検証する。

また、LNG地下タンクにひずみ照査を適用する方法として、ここでは3次元動的非線形解析が可能なCOM3を適用する。ここで、実務設計で動的解析を用いた場合の面外せん断に対する損傷指標と限界値については、現状では断面力と断面耐力による照査しか示されておらず、ひずみ照査方法が示されていないことから、コンクリート標準示方書等を参考に今回新たに設定した上で、レベル2地震動に対するひずみ照査を実施して鉄筋量の合理化を試みる。

このように設計されたLNG地下タンク躯体は合理的である反面、想定を上回る荷重に対して脆性的な損傷に至る可能性も否定できない。そこで、レベル2以上の地震力を作用させて、コンクリートの圧縮破壊が生じるまでプッシュオーバー解析を実施し、損傷状態の変化を評価した。これにより設計段階において、想定以上の地震力が作用した場合の性能を定量的に把握することが可能となり、LNG地下タンクの持つ余裕度が確認できる。

最後に一連の検討結果から、LNG地下タンクの鉄筋量と建設コストの推移を整理し、これまでに実施してきた技術開発を取りまとめる。

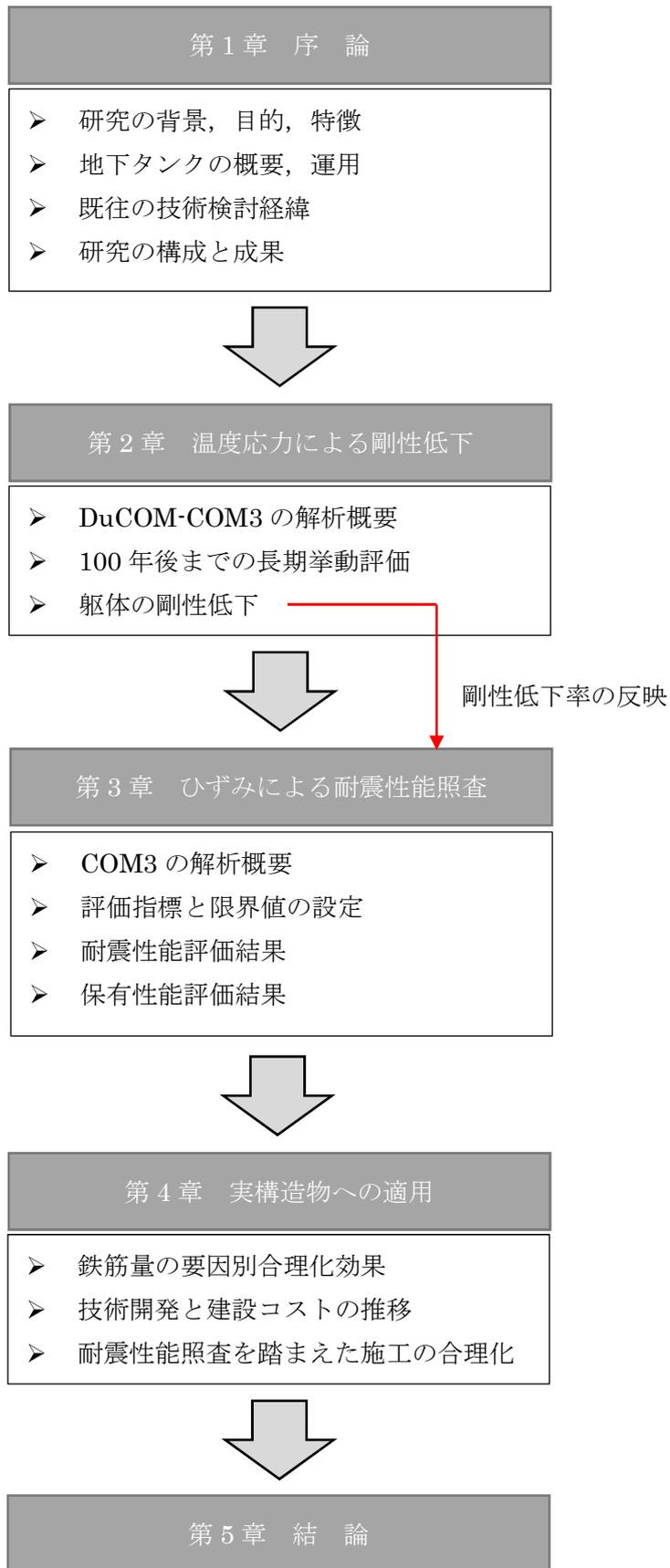


図-1.5 本研究の構成と内容の概略フロー

2. 熱-水-力学応答連成解析(DuCOM-COM3)による LNG 地下タンク

躯体の剛性低下の解明

本章では、任意の材料・配合，構造諸元および養生・環境条件のもとで，水和反応の開始から長期供用期間に及ぶ性能と応答を統一的な手法で評価するためのマルチスケール統合解析を用いて，100年間にわたる挙動の一元的な評価を試みる。

また，LNGの冷熱で発生する温度応力によって，躯体の剛性がどの程度低下するかを検討し，従来の剛性低下の考え方の妥当性を検証する。

最初に，DuCOM-COM3の解析方法やモデルについて概説する（2.1節）。

次いで，躯体構築時，LNG封入後，長期材齢時の温度，湿度，圧縮強度の経時変化と躯体の損傷状況について検証する。また，躯体に発生する断面力の経時変化から躯体の断面剛性の低下について考察する（2.2節）。

最後に DuCOM-COM3 による断面剛性の評価結果を取りまとめる（2.3節）。

2.1. 解析概要

2.1.1. 解析方法

解析方法には、様々な条件下におけるコンクリート構造物の複雑な挙動を統一的な手法で評価することを目的に開発されているマルチスケール統合解析システムを適用する。図-2.1に解析概要を示す。この解析システムでは、分子レベルの現象から構造レベルの現象まで様々なスケールの現象が構成則を通じて連成されている。

具体的には、水和反応-空隙構造形成-水分移動の三者の数理モデルを連結させた熱力学連成解析システム (DuCOM) と、ひび割れ発生や鉄筋降伏から破壊へと至る構造挙動を評価する材料非線形構造応答解析システム (COM3) を並列作動させ、逐次情報を共有しながら事象を追跡するものである。

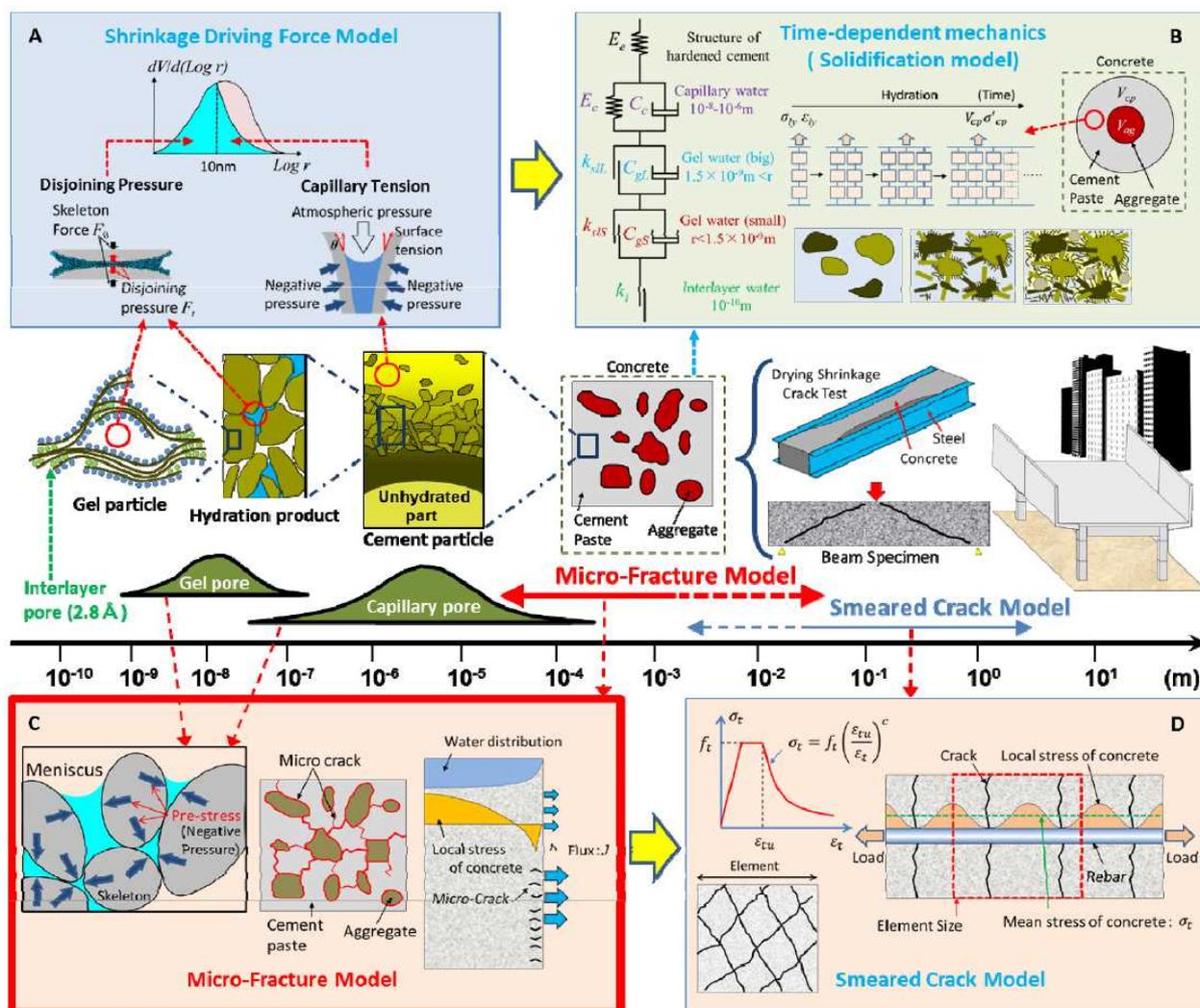


図-2.1 マルチスケール統合解析の概要 18)

2.1.2. 解析モデル

解析モデルは対称性を考慮した 180°モデルとし、モデル化の範囲は、水平方向に 10D 程度 (D: 躯体外径) とし、鉛直方向は躯体の影響が及ばない程度の範囲として、A.P.+13.9m～A.P.-140.0m を対象とする。

LNG 地下タンクは、配置鉄筋や地層条件、ヒーティング設備位置、要素アスペクト比に留意して、RC/無筋コンクリートおよび地盤の非線形性を考慮したソリッド要素にてモデル化する。躯体表面の要素幅は 150mm 程度とし、アスペクト比は極力 1:10 以下となるように設定している。

鋼製屋根は弾性シェル要素によりモデル化し、メンブレンや保冷材はモデル化しない。

また、地盤と構造物との境界には接合要素を設定して、構造物に地盤からの過大な引張力が生じないように、不連続なすべりや剥離を考慮する。接合要素の概要は図-2.2 の通りであり、躯体と地盤間は引張剛性および開口時のせん断剛性を 0 とし て応力を伝達しない。躯体と連壁間の一般部は、接触時にせん断方向に対して摩擦係数を 0.3 とし、せん断キー配置部は、躯体の変形が連壁に対して鉛直上側となる ときのみ剛となるように設定する。ここで、躯体と連壁間の摩擦係数はコンクリート同士の動摩擦係数を設定すべきであるものの、現時点では知見がないこと、小さめに設定した方が安全側の評価になること等を踏まえて、金属同士の動摩擦係数として設定した。

なお、構造物周辺の地盤は水平成層と仮定している。

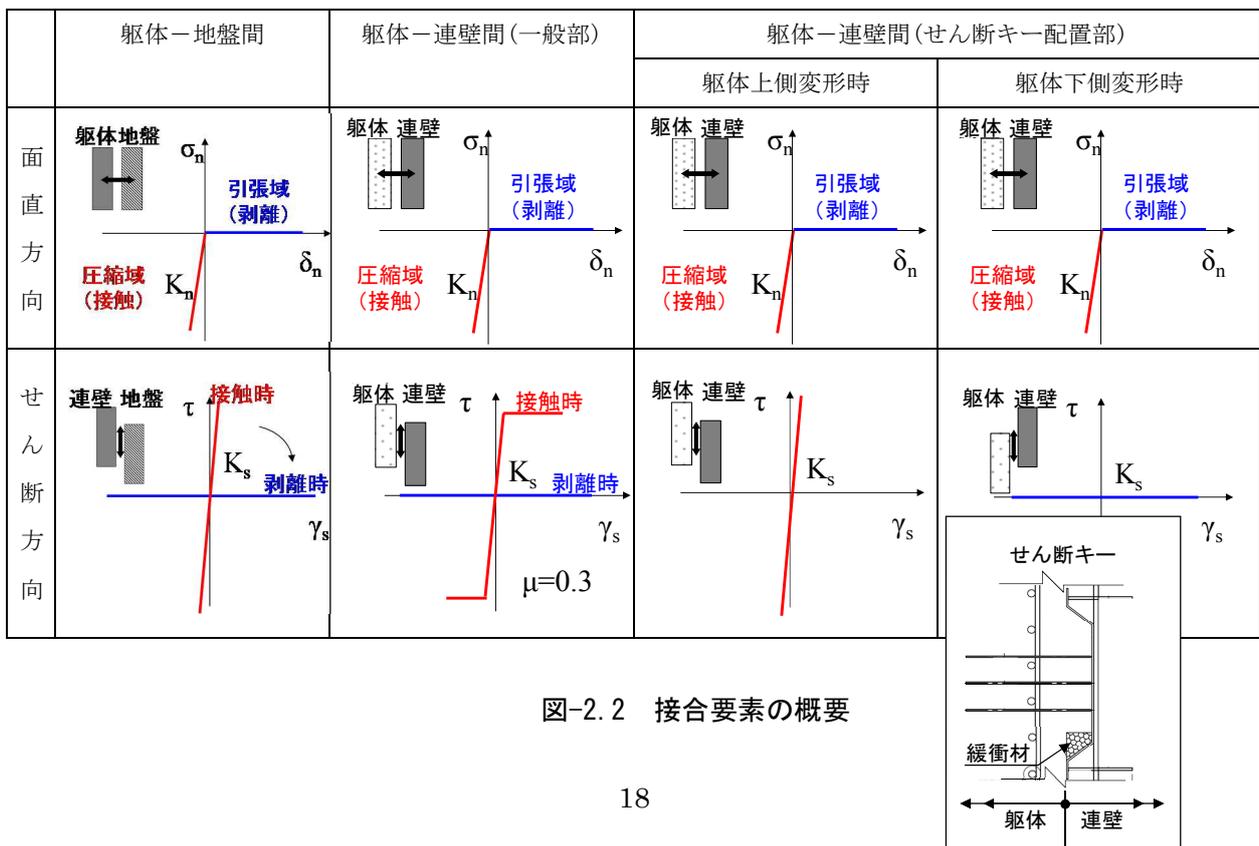


図-2.2 接合要素の概要

コンクリートの物性は、セメント種別や配合条件を入力値とし、環境条件・境界条件に応じて、時々刻々部位ごとにセメントの水和反応から解析的に評価された強度や剛性が用いられる。対象構造物の使用実績を基に設定した各部材のコンクリート配合および熱膨張係数を表-2.1に示す。なお、若材齢時の熱膨張係数の経時変化に着目した研究¹⁹⁾も報告されているが、ここでは一定として取り扱う。また、今回対象とした躯体コンクリートは粗骨材に石灰石骨材を用いているため、通常のコンクリートに比較して熱膨張係数は小さくなっている。

なお、連壁については、連壁構築後に内部地盤を掘削している施工手順も踏まえ、水和反応による硬化過程の追跡は割愛し、熱や水分の移動、時間依存挙動は考慮した上で、コンクリートの構造特性は硬化後の設計値を入力する。

鉄筋の物性は、設計値を入力する。

地盤の土質定数は、表-2.2に示す通りである。地盤の動的特性は $G/G_0-\gamma$ 曲線から得られる $\tau-\gamma$ 関係の骨格曲線を入力値とする。また、繰返し挙動はMasing則にならうものとした。

以上を踏まえた解析モデルを図-2.3に示す。また、マルチスケール統合解析に加え、従来手法との比較を目的に、構造解析単体(COM3)^{8)~9)}による検討(以下、従来手法と称す)も合わせて実施する。検討ケースとモデル化の概要を表-2.3に示す。

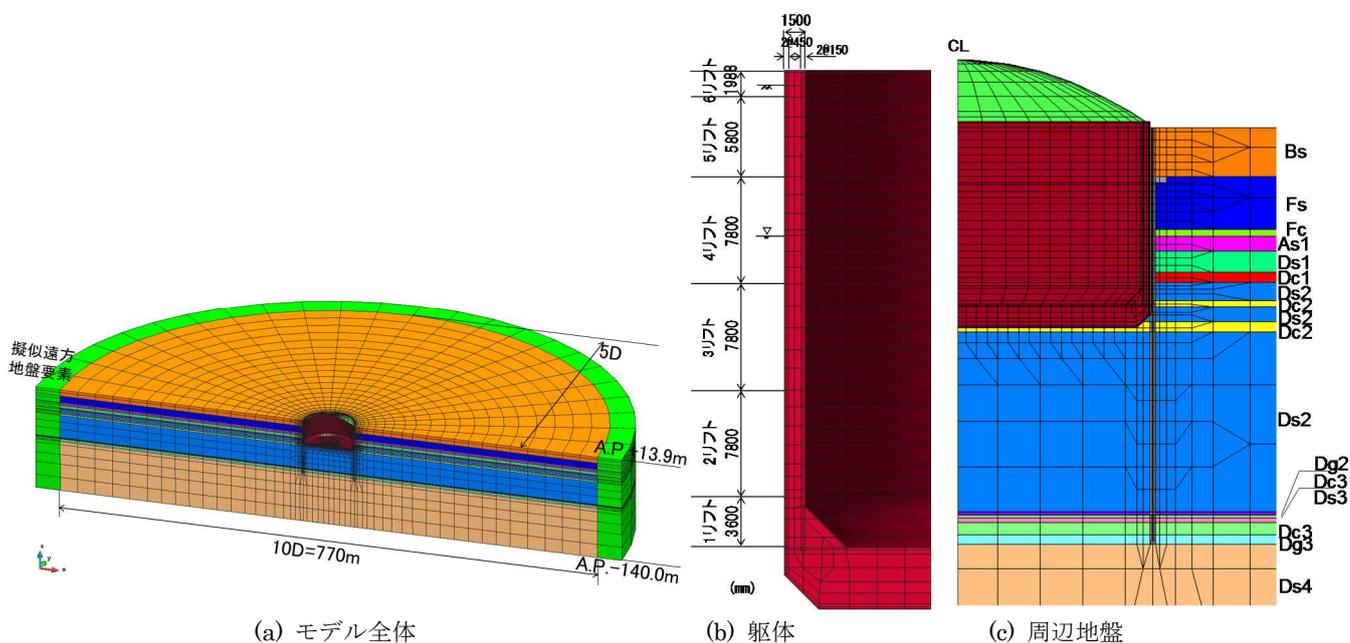


図-2.3 解析モデル

表-2.1 コンクリート配合

部材	コンクリート 種別	W/C (%)	air (%)	単位量 (kg/m ³)				熱膨張係数 (×10 ⁻⁶ /°C)
				C	W	S	G	
底版	30-15-20N	51	4.5	333	170	819	986	6.77
躯体 1 リフト	40-68-20L	46	4.5	370	170	730	861	5.70
躯体 2-6 リフト	30-15-20M	55	4.5	309	170	795	1028	5.98

表-2.2 土質定数

土質レベル A.P. (m) +13.90		土質	地層 区分	N 値	単位体積 重量 γ_t (kN/m ³)	変形 係数 E (N/mm ²)	せん断波 速度 Vs (m/s)	初期せん 断剛性 G ₀ (N/mm ²)	動的 ポアソン 比 ν
下端(m)	層厚 (m)								
4.60	9.30	Bs	盛土	15	17.6	10.5	200	71.8	0.390
W.L.=3.00	1.60	Fs	砂質土	13	18.6	9.1	170	54.9	0.390
-5.420	8.42								0.485
-6.740	1.32	Fc	粘性土	8	15.7	12.3	155	38.5	0.488
-9.50	2.83	As1	砂質土	17	18.6	11.9	249	117.7	0.467
-13.67	4.10	Ds1	砂質土	51	18.6	35.7	305	176.6	0.449
-15.56	1.89	Dc1	粘性土	28	15.2	92.1	285	126.0	0.456
-19.02	3.46	Ds2	砂質土	104	17.6	72.8	359	231.5	0.475
-20.54	1.52	Dc2	粘性土	53	15.2	92.1	285	126.0	0.456
-23.04	2.50	Ds2	砂質土	104	17.6	72.8	359	231.5	0.475
-24.94	1.90	Dc2	粘性土	53	15.2	92.1	285	126.0	0.456
-59.19	34.25	Ds2	砂質土	104	17.6	72.8	359	231.5	0.475
-59.81	0.62	Dg2	礫質土	107	17.2	74.9	395	273.8	0.469
-60.37	0.56	Dc3	粘性土	223	17.2	154.7	388	264.2	0.470
-61.24	0.87	Ds3	砂質土	221	17.2	154.7	359	226.2	0.475
-63.62	2.38	Dc3	粘性土	223	17.2	154.7	388	264.2	0.470
-65.44	1.82	Dg3	礫質土	202	16.7	141.4	459	359.0	0.460
		Ds4	砂質土	201	18.1	140.7	449	372.3	0.462

表-2.3 検討ケースの概要

		マルチスケール統合解析 DuCOM-COM3	従来手法 COM3
コンクリート物性	躯体・底版	水和による硬化過程を追跡し、時間・部位ごとに内部で計算された値が用いられる	設計値を用いる（躯体 1 リフトの圧縮強度は 40N/mm ² 、連壁は 50N/mm ² 、その他は 30N/mm ² とし、ヤング係数や引張強度はコンクリート標準示方書に基づき圧縮強度から設定。ただし、温度応力作用時はヤング係数を 1/2 に低減）
	連壁	熱と水分の移動や時間依存変形は考慮するが、水和による硬化過程は追跡しない（構造特性は先の設計値を用いる）	
	温度・熱関係	熱膨張係数（一定）、熱容量、熱伝達率を設定	温度ひずみ算定時に熱膨張係数を使用
LNG 封入時 温度応力	配合、配筋および環境・境界条件より自動計算される	別途実施する定常状態の温度分布解析結果を基に、温度ひずみとして各要素に作用させる	
収縮・クリープ	配合、配筋および環境・境界条件より、コンクリートの収縮・クリープが自動計算される	水分移動に伴う変形やひび割れの進展は考慮しない（時間依存変形は考慮）	
段階施工	考慮する	ここでは、考慮しない	

2.1.3. 解析プロセス

LNG 地下タンクの施工工程を再現した解析プロセス（以下、段階施工と称す）を考慮したステップ解析を実施し、建設時から約 100 年までの挙動を追跡する。荷重条件および環境条件とあわせて段階施工を図-2.4、図-2.5に示す。はじめに、底版、躯体、屋根の順で構築され、完成後は盛土、躯体内側のメンブレン構築、ヒーティング設備稼働、LNG 封入となり運用が開始される。連壁構築完了時を解析開始時として、最初の底版コンクリート打込（5 月）以降の挙動を追跡する。底版の打込みから運用開始まで、およそ 3 年程度を要する。

躯体の構築時には、各部材で打込み～養生～暴露までの過程における熱・水分の移動を再現する。温度、相対湿度の環境条件は、周辺の気象データを基に、図-2.6に示す月平均値として設定する。

底版下面と地盤の間はゴム製の防水シートと砂利層が設置されていることを勘案して、熱伝達率等を設定する。

メンブレン構築後には、躯体内側からの水分移動はないものとし、本解析モデルではメンブレンや保冷材をモデル化していないことから、LNG 封入時のコンクリー

トの温度低下は、近接タンクの既往の温度管理データを参照して、躯体表面の温度変化を経時的に設定する（図-2.5(26)）。

ヒーティング設備位置においても、稼働後の制御温度を付与する。なお、解析上、LNG 封入後の躯体内温度が 0℃を下回った場合には水分は移動せず、水和も進展しないものとした。

本検討では、施工過程～運用時の再現に際し、環境・境界条件を逐次切り替える（計 26 回）ことで、長期に及ぶ挙動を追跡する。底版打設から約 100 年までの長期挙動評価（約 4 万要素，4 万節点）の計算時間は、並列演算用ワークステーションで 1 ヶ月程度を要した。

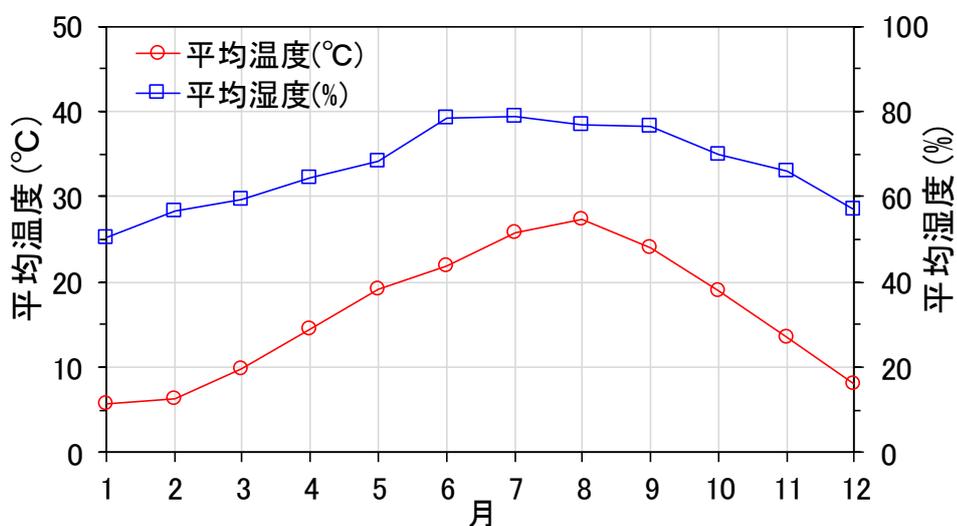


図-2.6 温度および相対湿度の月平均値

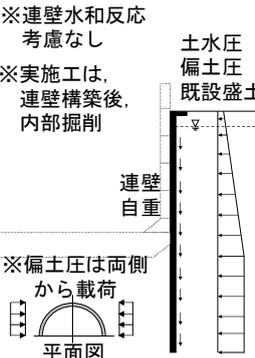
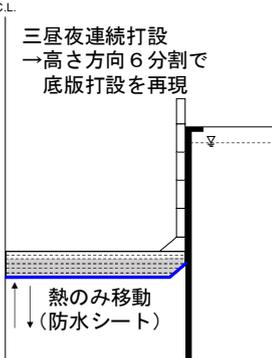
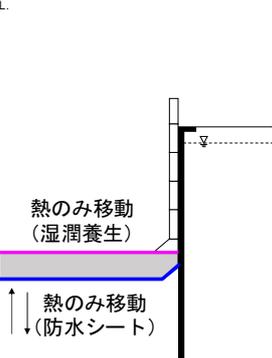
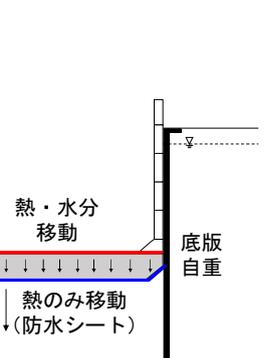
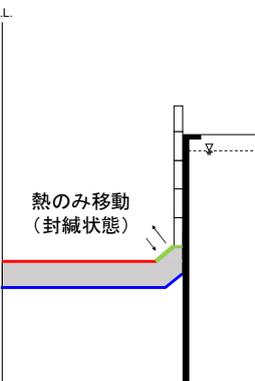
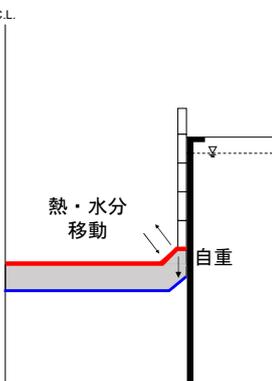
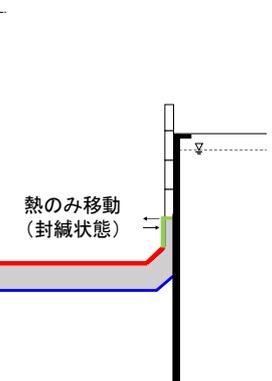
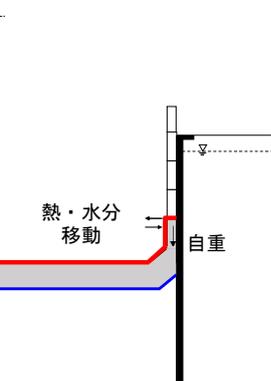
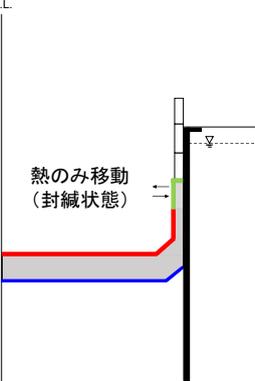
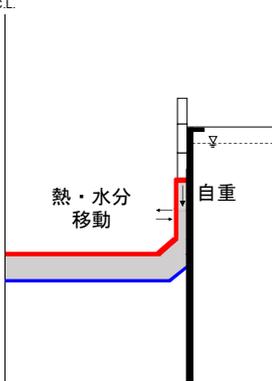
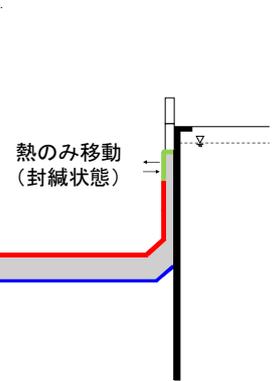
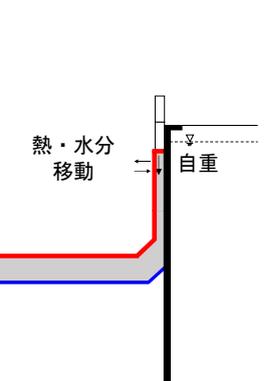
(1) 連壁構築	(2)~(7) 底版打込み	(8) 底版養生開始	(9) 底版暴露
<p>C.L.</p> <p>※連壁水和反応考慮なし</p> <p>※実施は、連壁構築後、内部掘削</p> <p>土水圧 偏土圧 既設盛土圧</p> <p>連壁自重</p> <p>※偏土圧は両側から荷重</p> <p>平面図</p> 	<p>C.L.</p> <p>三層夜連続打設 →高さ方向6分割で底版打設を再現</p> <p>熱のみ移動 (防水シート)</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱のみ移動 (湿潤養生)</p> <p>熱のみ移動 (防水シート)</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱・水分移動</p> <p>熱のみ移動 (防水シート)</p> <p>底版自重</p> 
<p>材齢 0 日</p>	<p>3 日間 5 月: $T=20.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=67\%$</p>	<p>28 日間 5 月: $T=20.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=67\%$ ~6 月: $T=22.6^{\circ}\text{C}/\text{RH}=74\%$</p>	<p>14 日間 6 月: $T=22.6^{\circ}\text{C}/\text{RH}=74\%$ ~7 月: $T=25.4^{\circ}\text{C}/\text{RH}=79\%$</p>
<p>(10) 躯体 1 リフト 打込み・養生</p>	<p>(11) 躯体 1 リフト 暴露</p>	<p>(12) 躯体 2 リフト 打込み・養生</p>	<p>(13) 躯体 2 リフト 脱枠後</p>
<p>C.L.</p> <p>熱のみ移動 (封緘状態)</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱・水分移動</p> <p>自重</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱のみ移動 (封緘状態)</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱・水分移動</p> <p>自重</p> 
<p>打込み 1 日間, 養生 10 日間 7 月: $T=25.4^{\circ}\text{C}/\text{RH}=79\%$</p>	<p>88 日間 7 月: $T=25.4^{\circ}\text{C}/\text{RH}=79\%$ ~10 月: $T=19.4^{\circ}\text{C}/\text{RH}=68\%$</p>	<p>打込み 1 日間, 養生 20 日間 10 月: $T=19.4^{\circ}\text{C}/\text{RH}=68\%$</p>	<p>18 日間 11 月: $T=12.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=66\%$</p>
<p>(14) 躯体 3 リフト 打込み・養生</p>	<p>(15) 躯体 3 リフト 暴露</p>	<p>(16) 躯体 4 リフト 打込み・養生</p>	<p>(17) 躯体 4 リフト 脱枠後</p>
<p>C.L.</p> <p>熱のみ移動 (封緘状態)</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱・水分移動</p> <p>自重</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱のみ移動 (封緘状態)</p> 	<p>C.L.</p> <p>熱・水分移動</p> <p>自重</p> 
<p>打込み 1 日間, 養生 20 日間 11 月: $T=12.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=66\%$ ~12 月: $T=8.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=57\%$</p>	<p>18 日間 12 月: $T=8.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=57\%$</p>	<p>打込み 1 日間, 養生 20 日間 12 月: $T=8.1^{\circ}\text{C}/\text{RH}=57\%$ ~1 月: $T=5.8^{\circ}\text{C}/\text{RH}=50\%$</p>	<p>47 日間 1 月: $T=5.8^{\circ}\text{C}/\text{RH}=50\%$ ~2 月: $T=6.4^{\circ}\text{C}/\text{RH}=57\%$</p>

図-2.4 段階施工を考慮した解析プロセスと境界条件 (その1)

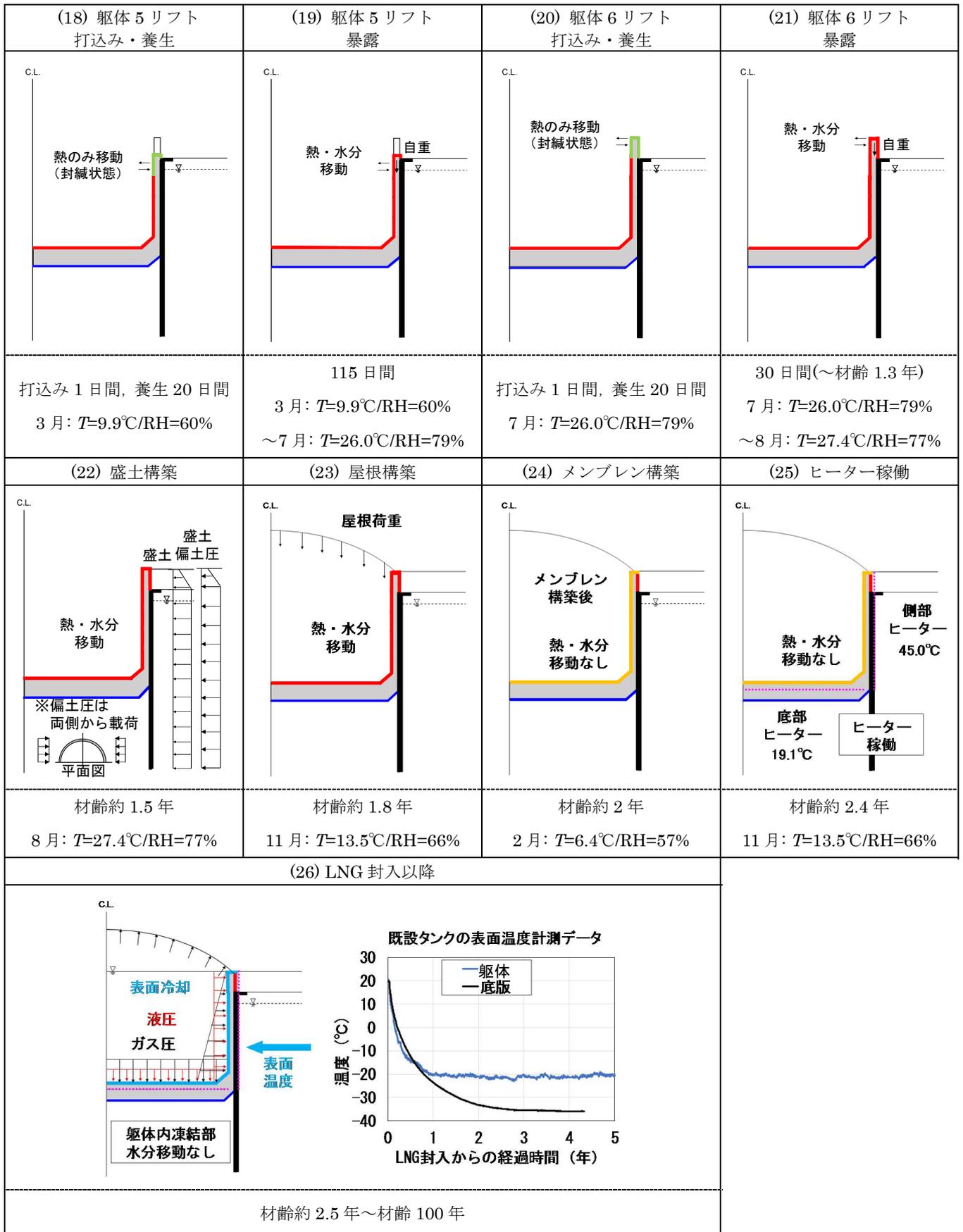


図-2.5 段階施工を考慮した解析プロセスと境界条件 (その2)

2.2. 建設時から100年までの長期挙動評価

2.2.1. 躯体構築時の経時変化

躯体構築時の解析結果の一例を示す。図-2.7は、底版中心における上面と下面の温度履歴である。解析結果と点線で示した実測値¹⁶⁾を比較すると、最高到達温度は実測値に対して解析値が幾分小さめに評価されているものの、コンクリートの硬化が進んだ材齢28日時点では、実測値と概ね同等の結果が得られており、本マルチスケール統合解析によっても、妥当な精度で再現できている。

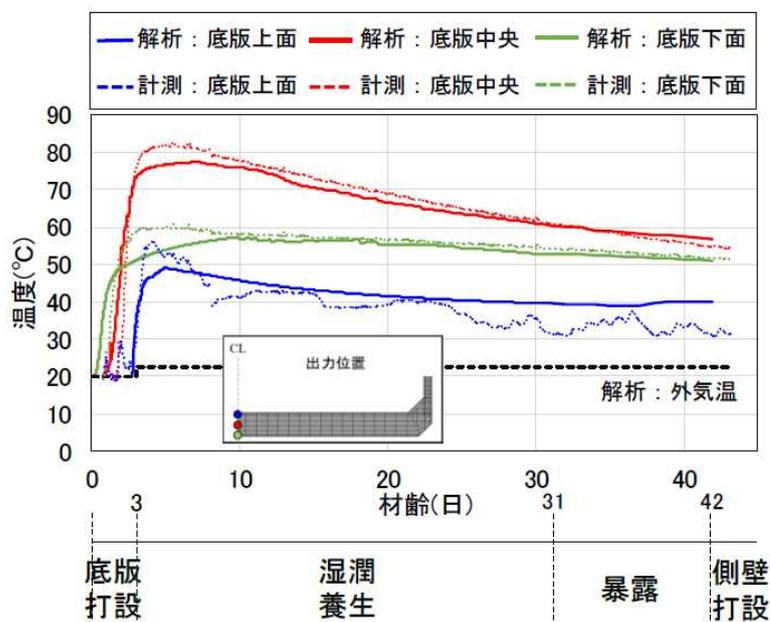


図-2.7 底版打込み時の温度履歴

躯体構築時の経時変化の一例として、躯体1, 3, 6リフト構築時の温度、相対湿度、圧縮強度分布を図-2.8に示す。温度分布は最高温度到達時、相対湿度および圧縮強度は脱枠時のコンター図である。躯体は、乾燥の影響により極表層では水和が阻害され、強度が低くなっているものの、表-2.4のとおり各リフト脱枠時には標準養生した供試体と同程度の圧縮強度が発現していることが確認できる。なお、全体的に実測値よりも解析値の方が小さくなっている原因は、養生方法の違いによるものと推定している。また、躯体1リフトでは水セメント比が46%と小さいために強度発現が相対的に大きくなっている。

表-2.4 躯体の圧縮強度

Fc(N/mm ²)	設計値	実測値 (標準養生供試体)	解析値
底版	30	43.3	39.6
1 リフト	40	62.7	56.5
2 リフト	30	42.7	38.7
3 リフト	30	43.2	39.2
4 リフト	30	41.9	39.5
5 リフト	30	41.6	38.8
6 リフト	30	44.0	37.4

※解析結果は t=100 年，各部材中央部付近の積分点の値

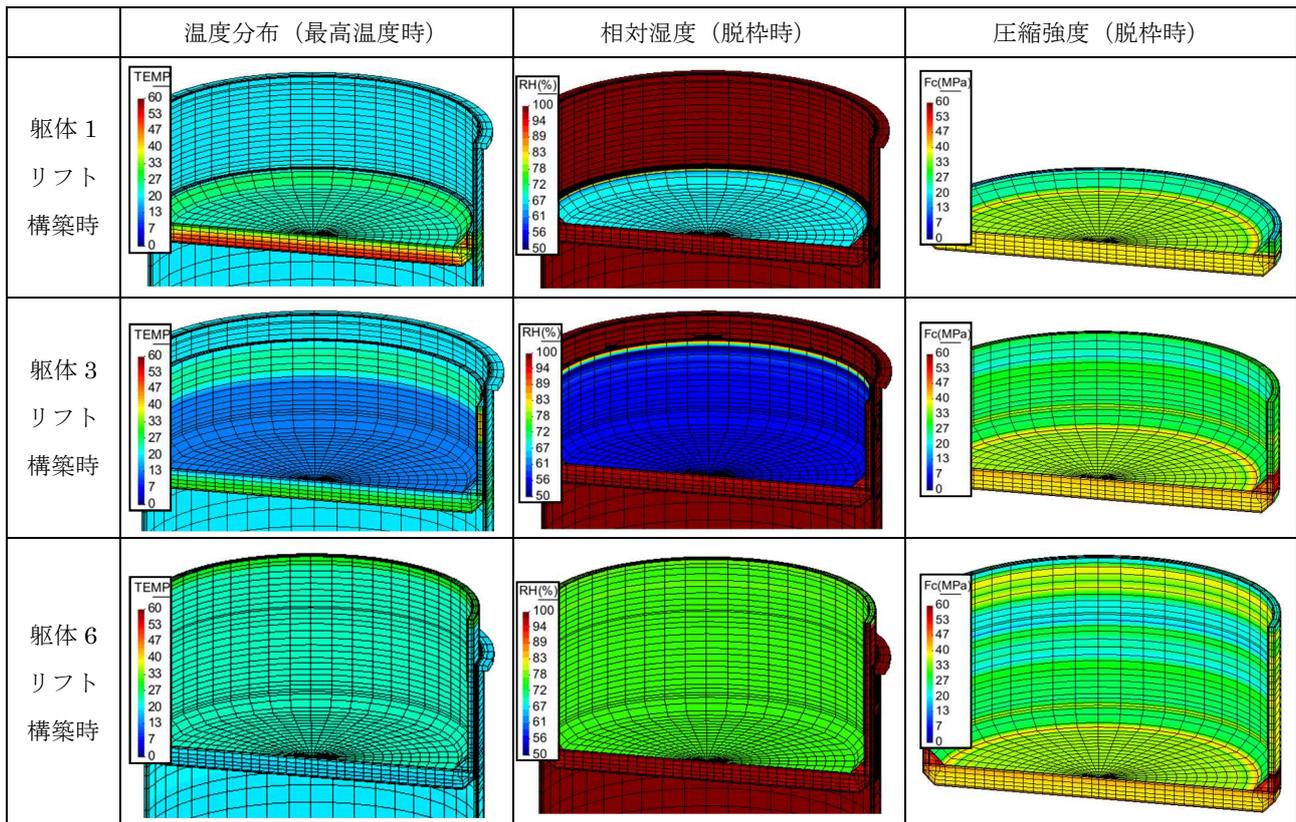


図-2.8 躯体構築時の経時変化

2.2.2. LNG 封入後から定常状態に至るまでの経時変化

躯体のひび割れ状況を可視化するため、コンクリートの引張損傷を評価する指標である重み付け平均化処理を行った偏差ひずみ第二不変量²⁰⁾について、LNG 封入後の代表的なコンターを図-2.9 に示す。図-2.9(a)～(c)の左図が躯体内側、右図が躯体外側の描画であり、(e)に描画の視点方向を示している（以降、共通）。また、(d)には材齢 7.5 年時の躯体下端断面の拡大図を示している。

主応力が引張強度に達するのは $100\sim 200\mu$ 程度のひずみ値であり、躯体表層に微細なひび割れが生じているものの、内部ではひずみはほとんど生じておらず、断面を貫通するような過大なひび割れは生じていないことが分かる。

なお、米田ら¹⁸⁾は巨視的なひび割れとマイクロ～メゾスケールの微細なひび割れを区分し、後者を「微細亀裂」と定義しており、本稿においてもこの考え方を踏襲し、乾燥等により生じる微細亀裂から巨視的なひび割れに進展し始める領域を「微細なひび割れ」と呼称する。

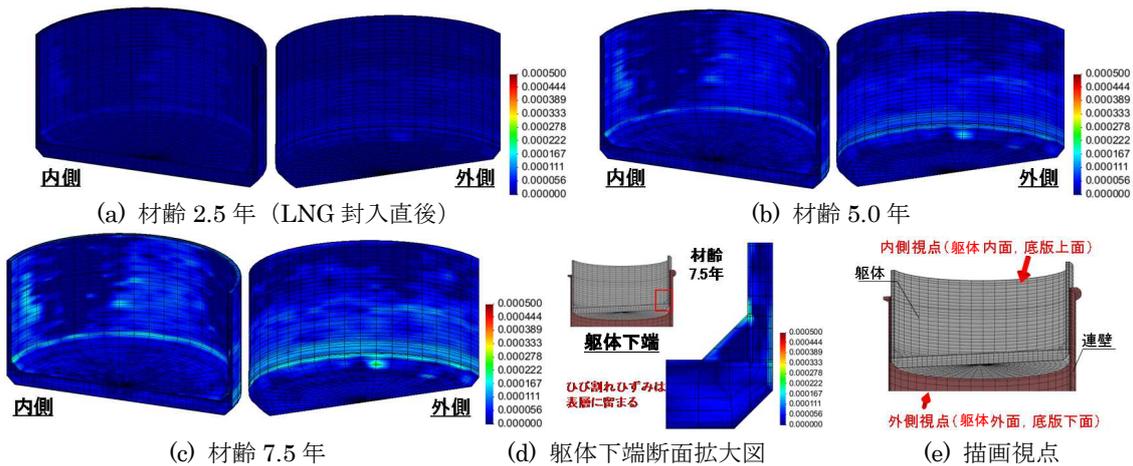


図-2.9 LNG 封入以降の平均化偏差ひずみ第二不変量コンター

また、図-2.10 は LNG 封入以降の躯体温度分布の経時変化を示したものであり、約 5 年で定常状態に至っている。このときの温度分布をみると、凍結線 (0°C 線) は底板上部および躯体内に制御されており、地盤を凍結させないという設計要件¹⁹⁾を満足していることが分かる。さらに、運転開始から 1 年（材齢 3.5 年）程度経過した現在の温度分布とも概ね整合している。

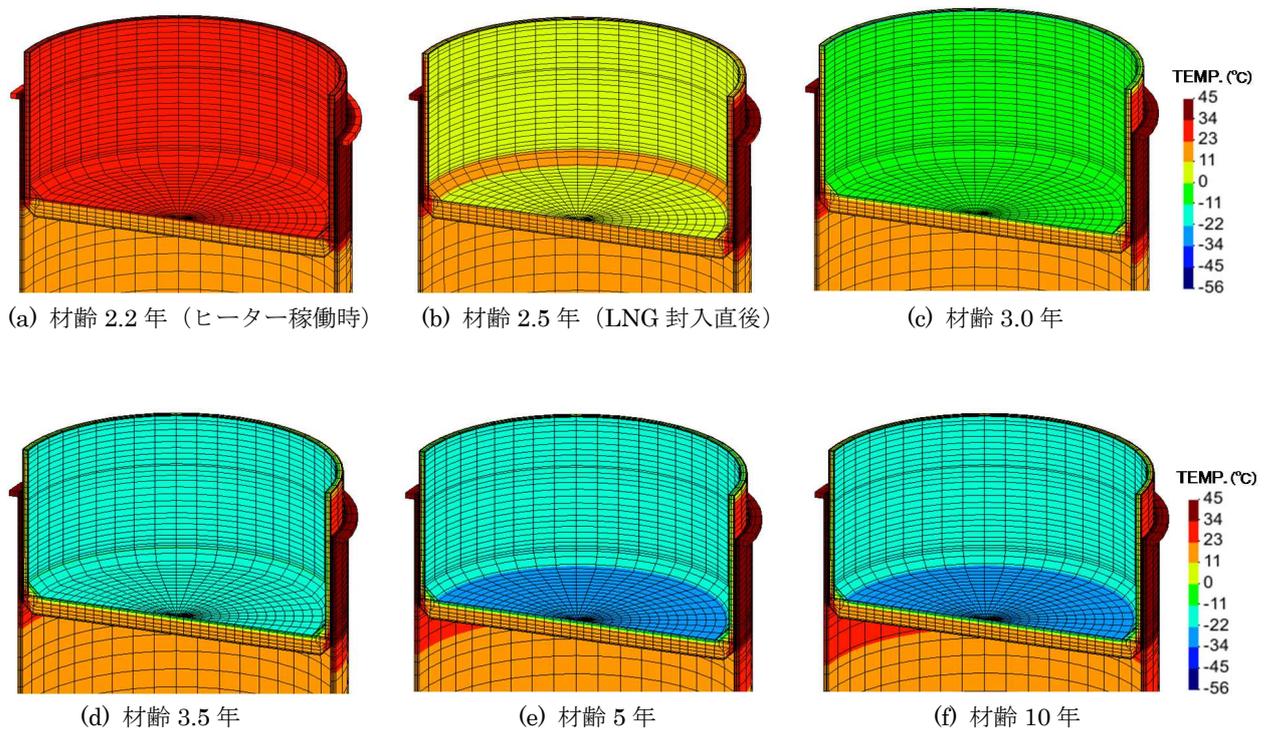


図-2.10 躯体温度分布の経時変化

2.2.3. 長期材齢時の経時変化と躯体損傷

材齢 10, 100 年における温度, 相対湿度, 圧縮強度コンターを図-2.11 に示す。また, 図-2.12 には, 内外の相対湿度の差が分かるように, 材齢 10 年および 100 年時の躯体下端断面の拡大図を示している。

材齢 10 年以降, 温度分布は定常状態になっており, 変動はほとんどみられない。LNG 封入からの躯体内の水分移動履歴の一例として, 底版, 躯体 1, 3, 6 リフトの相対湿度の推移を図-2.13 に示す。LNG 封入以降, 部材内側の凍結部分は水分の移動が生じないため, 相対湿度および圧縮強度も変動していない。一方, 部材外側および中央部では, 凍結には至っていないものの相対湿度の変動は小さく, 長期材齢時まで躯体内部の相対湿度は比較的高い状態が保たれることが分かる。

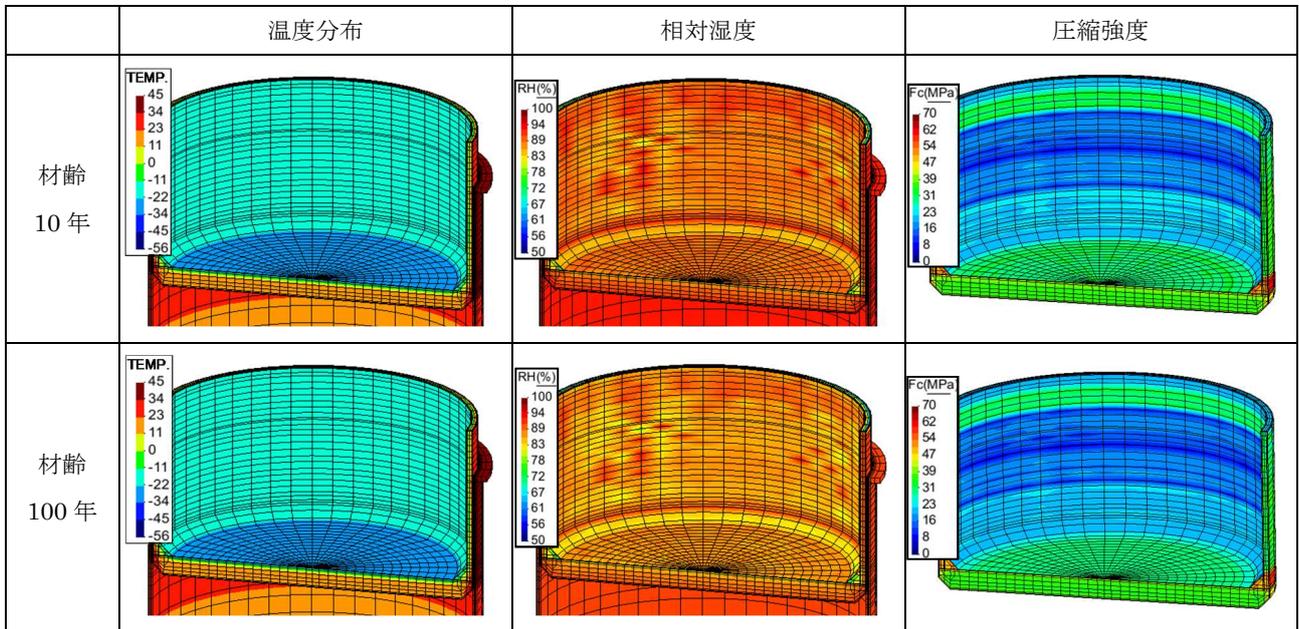


図-2.11 長期材齢時の経時変化

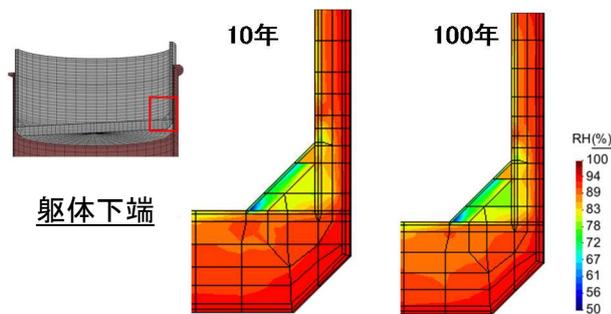


図-2.12 長期材齢時の相対湿度コンター断面拡大図

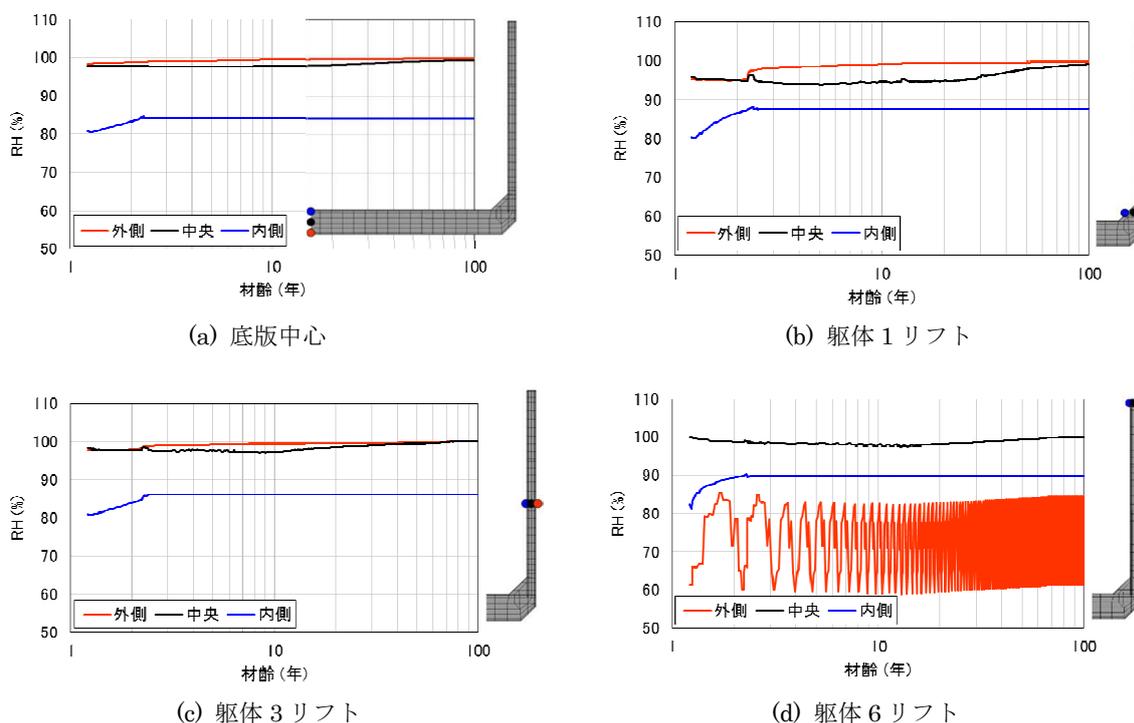


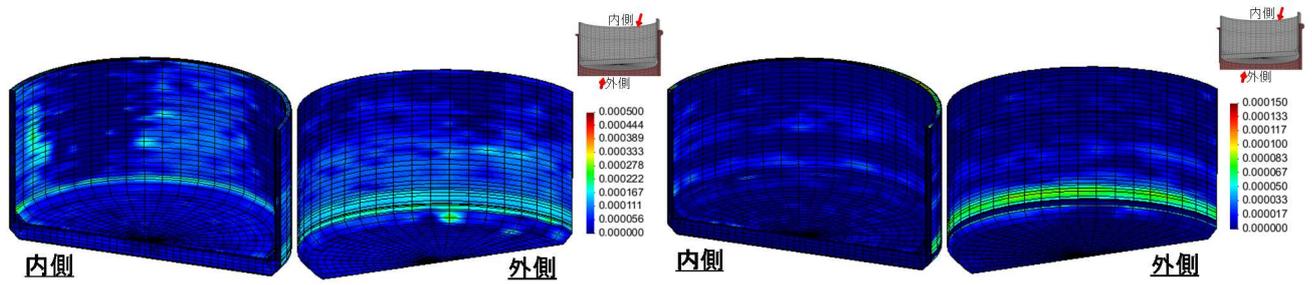
図-2.13 LNG 封入以降の躯体相対湿度履歴

次に、材齢 10、100 年後における重み付け平均化処理を行った偏差ひずみ第二不変量と正規化累加ひずみエネルギーのコンターを図-2.14、図-2.15 に示す。前者はコンクリートの引張損傷を、後者は圧縮損傷を定量的に評価する指標¹⁸⁾である。

また、図-2.16 には、ひび割れ深さがどの程度まで達しているかがわかるように、材齢 10 年および 100 年時の躯体下端断面の拡大図を示している。なお、正規化累加ひずみエネルギーは、通常、圧縮強度により正規化した値を用いる²²⁾。マルチスケール統合解析において、どのような正規化パラメータを用いるかについては更なる検討の余地があるものの、ここでは一律に設計基準強度により正規化した。

材齢 10 年の偏差ひずみ第二不変量コンターでは、躯体表層でひび割れが生じており、特に、躯体下端のハンチ部で相対的に損傷が大きくなっている。ただし、損傷が大きいのは部材表層要素のみであり、乾燥収縮による微細ひび割れと判断できる。材齢 100 年後にはひび割れ損傷が増えているものの、表層のひび割れが進展したもので、最大でも巨視的なひび割れが進展し、引張軟化し始める程度の 280μ に留まっており、内部ではひずみはほとんど生じていない。

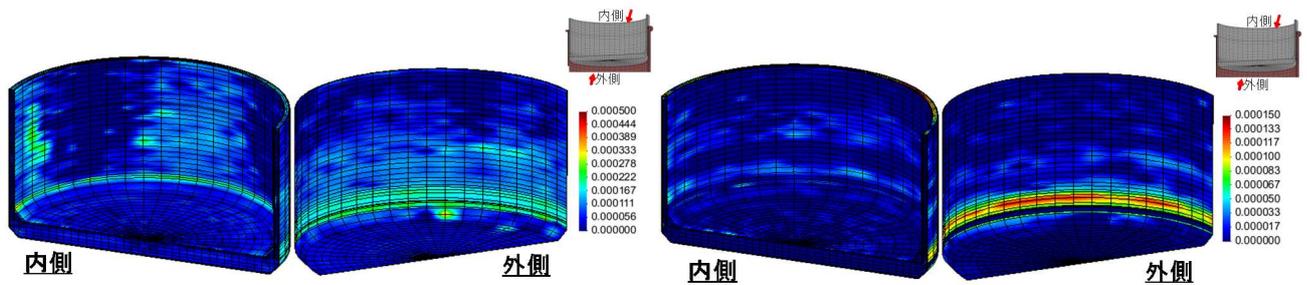
また、正規化累加ひずみエネルギーは、相対的に躯体下部外側で相対的に大きくなっており、時間経過に伴い損傷が増加していく傾向にあるが、 150μ 以下の非常に小さい値に留まっている。これらは、後述する断面力の経時変化と相関しており、10 年後以降のコンクリート躯体の温度および時間依存変形は、極わずかであると判断できる。



(a) 偏差ひずみ第二不変量

(b) 正規化累加ひずみエネルギー

図-2.14 材齢 10 年時の平均化損傷指標コンター



(a) 偏差ひずみ第二不変量

(b) 正規化累加ひずみエネルギー

図-2.15 材齢 100 年時の平均化損傷指標コンター

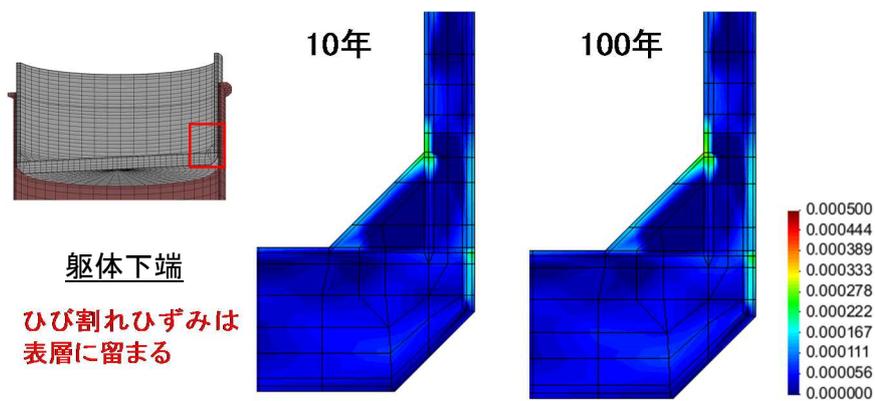


図-2.16 長期材齢時の平均化損傷指標コンター断面拡大図

2.2.4. 断面力の経時変化と断面剛性

LNG 封入開始から換算して、封入直後、1ヶ月、6ヶ月、1年、5年、10年、100年における躯体と底版の断面力分布を図-2.17、図-2.18に示す。ここで従来手法においてはコンクリートのヤング率を設計値の1/2とし、段階施工は考慮せず、常時荷重（温度荷重を含む）を一括載荷している。これは、解析対象である円筒RCタンクでは、図-2.19に示すように、タンク周辺地盤の土圧分布に及ぼす段階施工の考慮の有無による差異は小さく、今回の比較においては工学的に影響がないと判断したことによる。なお、図中のマルチスケール統合解析の結果は、材齢10年時の値を表示しており、LNG封入以降の変動は小さいことを確認している。

LNG封入以降、マルチスケール統合解析では、温度や含水状態の変化に伴う体積変化等により断面力が変化し、約5~10年程度でほぼ定常となった。赤線の従来手法の結果と比較すると、躯体の曲げモーメント分布においてマルチスケール統合解析の方が幾分大きくなる傾向にあるものの、底版と躯体の軸力・せん断力は赤線と同程度に収束していくことが分かる。マルチスケール統合解析を用いてより精緻に評価することで、断面剛性を1/2とする従来の設計手法²⁾³⁾¹⁰⁾の妥当性を裏付けることにつながったと判断しており、実状にあった合理的な設計を行うためには、剛性を1/2とする必要がある。また、従来はひび割れの発生により断面剛性が低下するものと考えられていたが、その影響よりもクリープによる低下の方がより顕著であることが明らかとなった。

なお、過去の検討結果²⁾³⁾から、断面剛性を更に小さく取ることも考えられたが、今回の条件（常時低水位、躯体温度-30℃~0℃）では1/2が適当であり、これ以上見込むのは危険側の評価となると判断した。

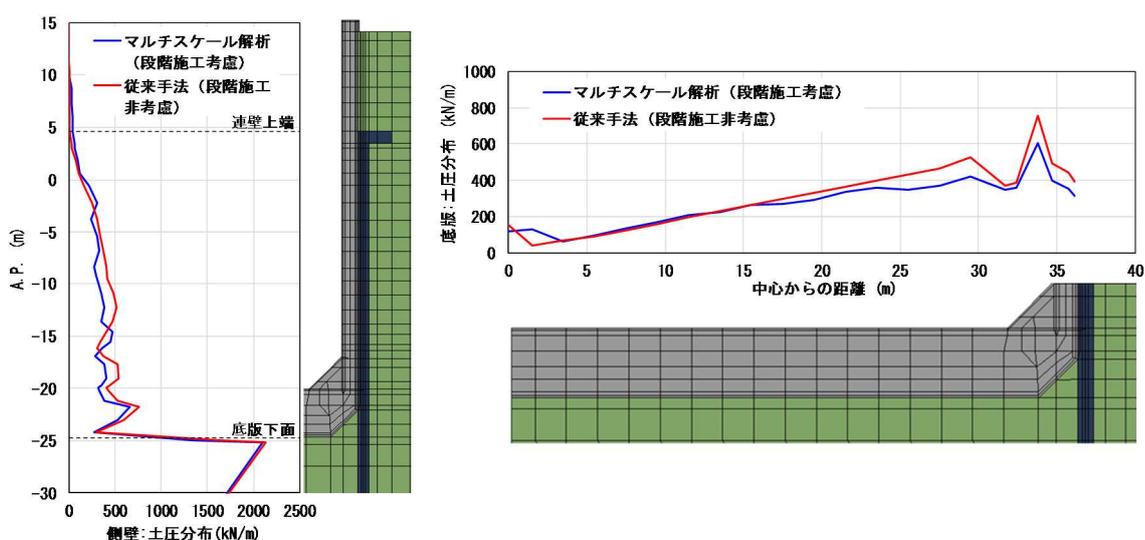
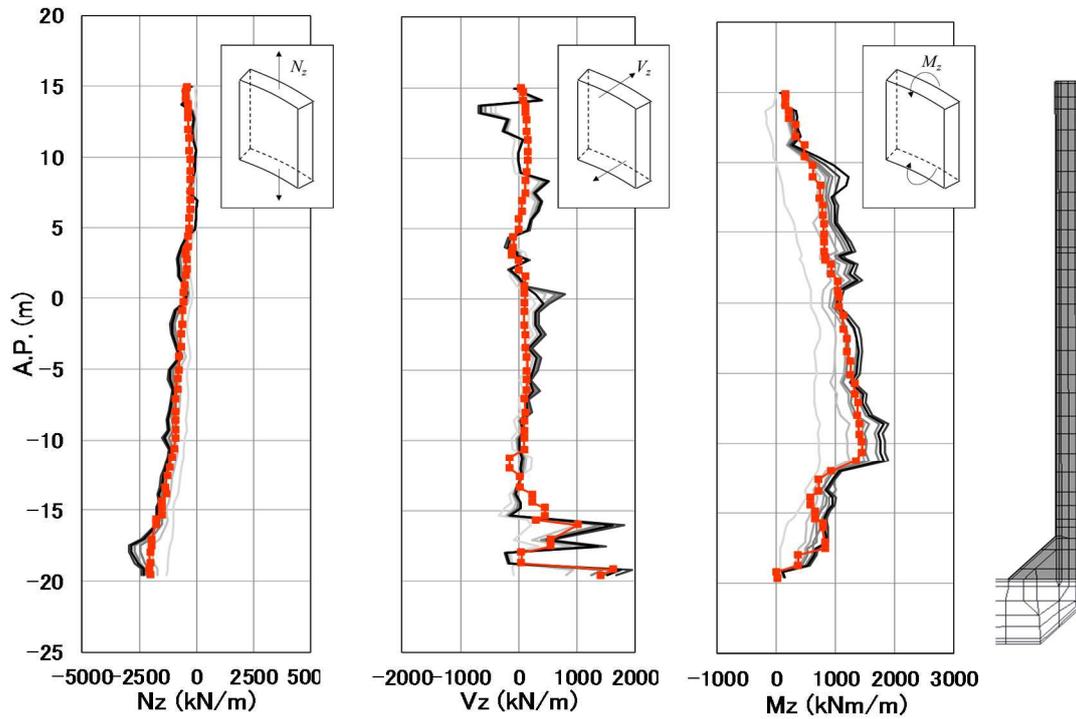


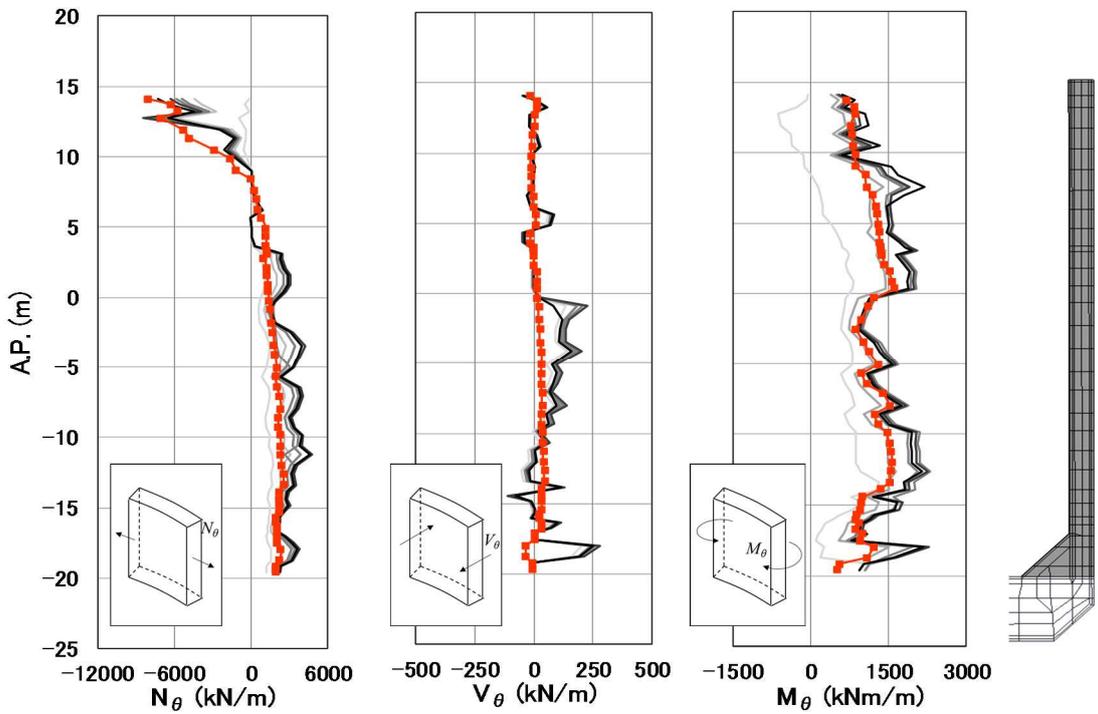
図-2.19 タンク周辺地盤の土圧分布比較

LNG封入から 直後 1ヶ月後 6ヶ月後 1年後 5年後 10年後 100年後 従来手法



(a) 鉛直方向

LNG封入から 直後 1ヶ月後 6ヶ月後 1年後 5年後 10年後 100年後 従来手法



(b) 円周方向

図-2.17 躯体の断面力分布

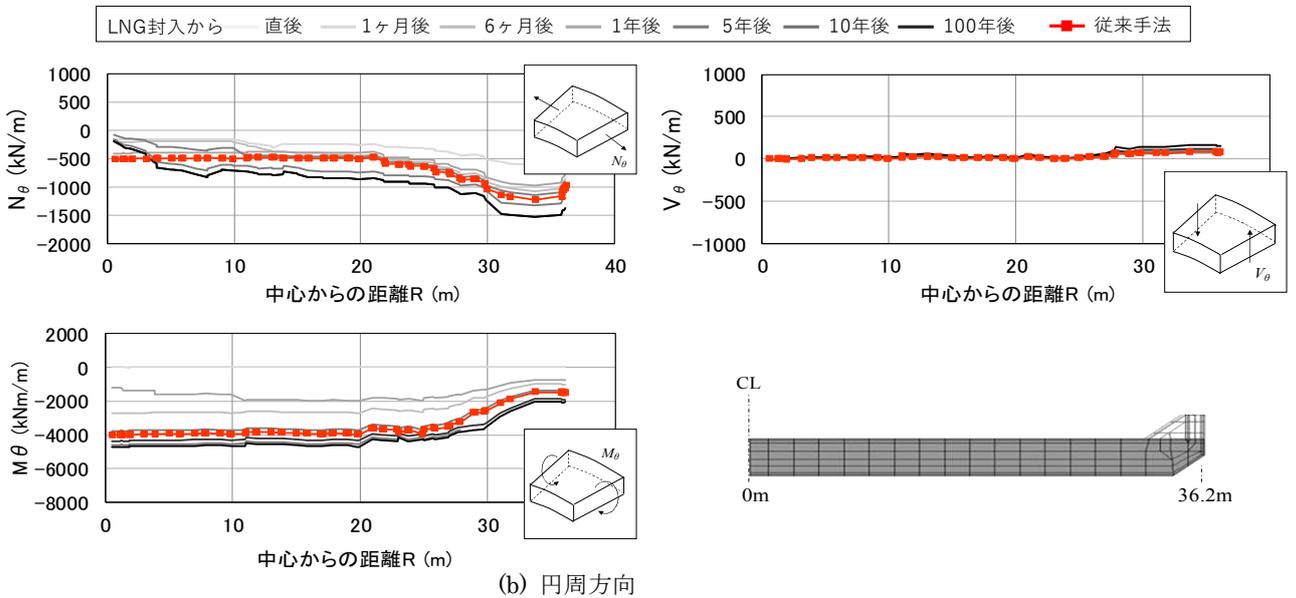
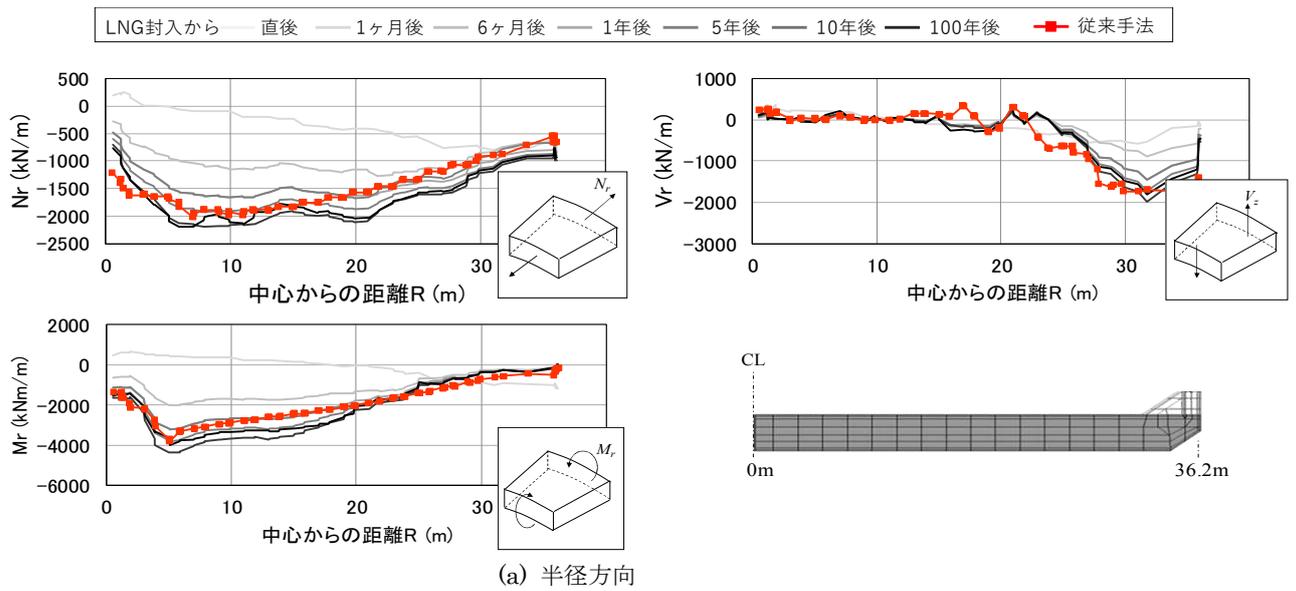


図-2.18 底版の断面力分布

2.3. まとめ

2.3.1. 躯体構築時の経時変化

- ① 底版コンクリート打設直後の温度変化は，最高到達時の温度で解析値が幾分小さめに評価されているものの，材齢 28 日時点では実測値と同等の結果が得られた。
- ② 底版および躯体の圧縮強度を比較した結果，実測値と解析値は概ね同等となった。

2.3.2. LNG 封入後から定常状態に至るまでの経時変化

- ① 躯体表層には 100~200 μ 程度のひずみが生じており，微細なひび割れが発生しているものの，躯体内部でひずみはほとんど生じておらず，断面を貫通するような過大なひび割れは生じていない。

2.3.3. 長期材齢時の経時変化と躯体損傷

- ① 部材内側の凍結部分では水分の移動が生じないため，相対湿度および圧縮強度に変動はない。また，部材外側および中央部では，凍結には至っていないものの相対湿度の変動は小さく，長期材齢時まで躯体内部の相対湿度は高い状態に保たれている。
- ② 材齢 10 年では，躯体表層にひび割れが生じているものの，乾燥収縮による微細ひび割れである。材齢 100 年では表層ひび割れが進展し，損傷部分が増えているものの，引張軟化が生じ始める程度のひずみに留まっている。なお，躯体内部においては，ひずみはほとんど生じていない。
- ③ 正規化累加ひずみエネルギーは，相対的に躯体下部外側で大きくなっているものの 150 μ 以下の非常に小さい値に留まっている

2.3.4. 断面力の経時変化と断面剛性

- ① LNG 封入以降，温度や含水状態の変化に伴う体積変化等により断面力が変化し，約 5~10 年程度でほぼ定常状態となった。
- ② 断面力についてマルチスケール統合解析と断面剛性を 1/2 とした従来手法を比較した結果，両者は概ね整合しており，従来手法の妥当性を裏付けることができた。また従来はひび割れの発生によって断面剛性が低下するものと考えられていたが，その影響よりもクリープによる低下が支配的であることが明らかとなった。

3. 3次元動的非線形 FEM 解析 (COM3) による LNG 地下タンク躯体 の耐震性能照査

本章では、3次元動的非線形 FEM 解析 (COM3) を用いて、LNG 地下タンクの耐震性能照査を実務設計として行った。

ここで動的解析を用いる場合の照査における損傷指標と限界値の設定については、LNG 地下式貯槽指針¹⁾には十分に示されていないことから、コンクリート標準示方書等を参考に新たに設定した。

また、レベル 2 以上の地震力が作用した場合の解析を実施し、その時の損傷状態の変化を評価した。これにより設計段階において、想定以上の地震力が作用した場合の性能を定量的に把握することが可能となる。

最初に、COM3 の解析方法やモデル、レベル 2 地震動の設定方法等について概説する (3.1 節)。

次いで、レベル 2 地震動作用時の耐荷性能をひずみ照査するための指標と限界値を設定する (3.2 節)。

これらを元にレベル 2 地震作用時のひずみによる耐荷性能評価を行い、常時および異常時ならびにレベル 1 地震で設定した配筋で耐荷性能を満足することを確認する (3.3 節)。

さらに、レベル 2 地震を上回るような想定以上の地震力が作用する場合を想定し、LNG 地下タンクの破壊形態や保有する変形性能等の把握を行い、十分な耐荷性能を有することを確認する (3.4 節)。

最後に COM3 による LNG 地下タンクの耐荷性能の評価結果について取りまとめる (3.5 節)。

3.1. 解析概要

3.1.1. 解析方法

解析コードは、2章で用いた地盤-LNG 地下タンク躯体の3次元動的非線形解析プログラムCOM3を適用する。

3.1.2. 解析モデル

解析モデルは、2章と同様であるものの、地震動の多方向性を考慮し360°モデルとした。解析モデルを図-3.1に示す。

躯体、底版ならびに連壁の材料仕様を表-3.1に示す。前川・福浦モデル²³⁾を用いて、鉄筋コンクリートのひび割れ・鉄筋降伏および繰り返し載荷履歴を考慮した非線形特性を付与する。なお、配筋は表-1.2の手法2を用いて、常時（低水位）、異常時（高水位）、レベル1地震動作用時の照査で決定したものである。

本解析（約2万要素，7万節点）は継続時間60秒程度の地震（0.01秒刻み）で20日間程度の解析時間を要する。

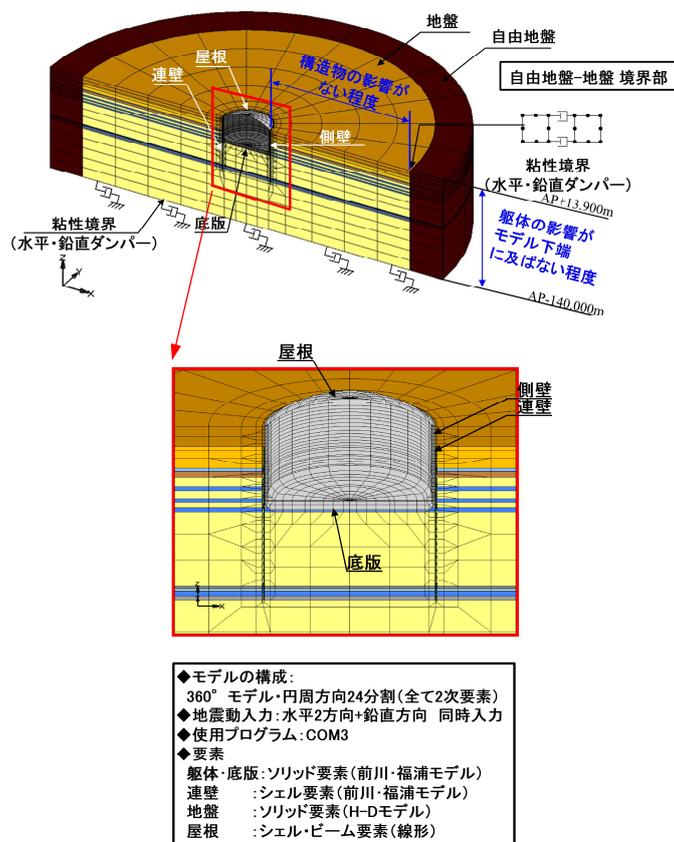


図-3.1 解析モデル図

表-3.1 材料仕様

部 位	材 料	仕 様
軀 体	コンクリート	$f_{ck}=30\text{N/mm}^2, 40\text{N/mm}^2$
	主鉄筋	D29mm～D51mm (SD490)
	せん断補強鉄筋	D19mm～D38mm (SD345, SD390)
底 版	コンクリート	$f_{ck}=30\text{N/mm}^2$
	主鉄筋	D41mm～D51mm (SD345, SD490)
	せん断補強鉄筋	D29mm～D41mm (SD490)
連 壁	コンクリート	$f_{ck}=30\text{N/mm}^2, 40\text{N/mm}^2, 50\text{N/mm}^2$
	主鉄筋	D13mm～D35mm (SD295, SD345)
	せん断補強鉄筋	D13mm (SD345)

3.1.3. 入力地震動

関東南部 F 地点に立地する構造物に大きい影響を及ぼすレベル 2 地震動を引き起こす地震として、ここでは首都直下地震の一つである「東京湾北部地震 (M7.3)」を想定した。この地震は、中央防災会議「首都直下地震対策専門委員会」地震ワーキンググループ (座長：溝上 恵) が首都地域 (1 都 3 県) で近い将来発生する可能性があるとして想定したもので、200～300 年間隔である程度規則的に発生する M8 クラスの関東大震災タイプの地震発生前に、ひずみが蓄積された地域に発生すると考えられている。

東京湾北部地震の震源モデルを表-3.2 に、F 地点と震源の位置関係を図-3.2 に示す。この地震はフィリピン海プレートと北米プレートの境界で起こる地震であり、その震源は中央防災会議が想定した 2 つの震源 (京浜側と京葉側) のうち、F 地点により大きな影響を及ぼす京葉側のものである。断層モデルのうち、走向や傾斜角は 1923 年南関東地震の断層モデル²⁴⁾と同じとし、その大きさ (断層長さ) と断層幅は南関東地震の断層モデルをもとに相似則²⁵⁾により設定した。

表-3.2 東京湾北部地震 (京葉側) の震源モデル

マグニチュード	深さ (km)	走向 (°)	傾斜角 (°)	断層長さ (km)	断層幅 (km)
Mj					
7.3	19.9～26.5	0	90	28.1	32.1

F 地点基盤面におけるレベル 2 地震動の目標加速度応答スペクトルは、安中らの距離減衰式²⁶⁾に予測の不確実性を考慮して標準偏差を加えている。耐震性能照査で用いる工学的基盤面におけるレベル 2 地震動 (2E 波) の目標応答スペクトル (減衰

5%) を図-3.3 に示す。なお、鉛直方向については目標応答スペクトルを 0.6 倍している。

レベル 2 地震動の位相特性は、F 地点の鉛直アレーで観測された最もマグニチュードの大きな千葉県東方沖地震【1987.12.17, M6.7, 深さ 58km】における地表面観測波形（水平 2 方向+鉛直方向）を、アレー観測地点の地盤モデルを用いて重複反射理論により工学的基盤面相当 ($V_s=445\text{m/s}$) に 2E 波として引戻した波形の位相を用いた。

このようにして作成した工学的基盤面における時刻歴波形（2E 波）を図-3.4 に示す。

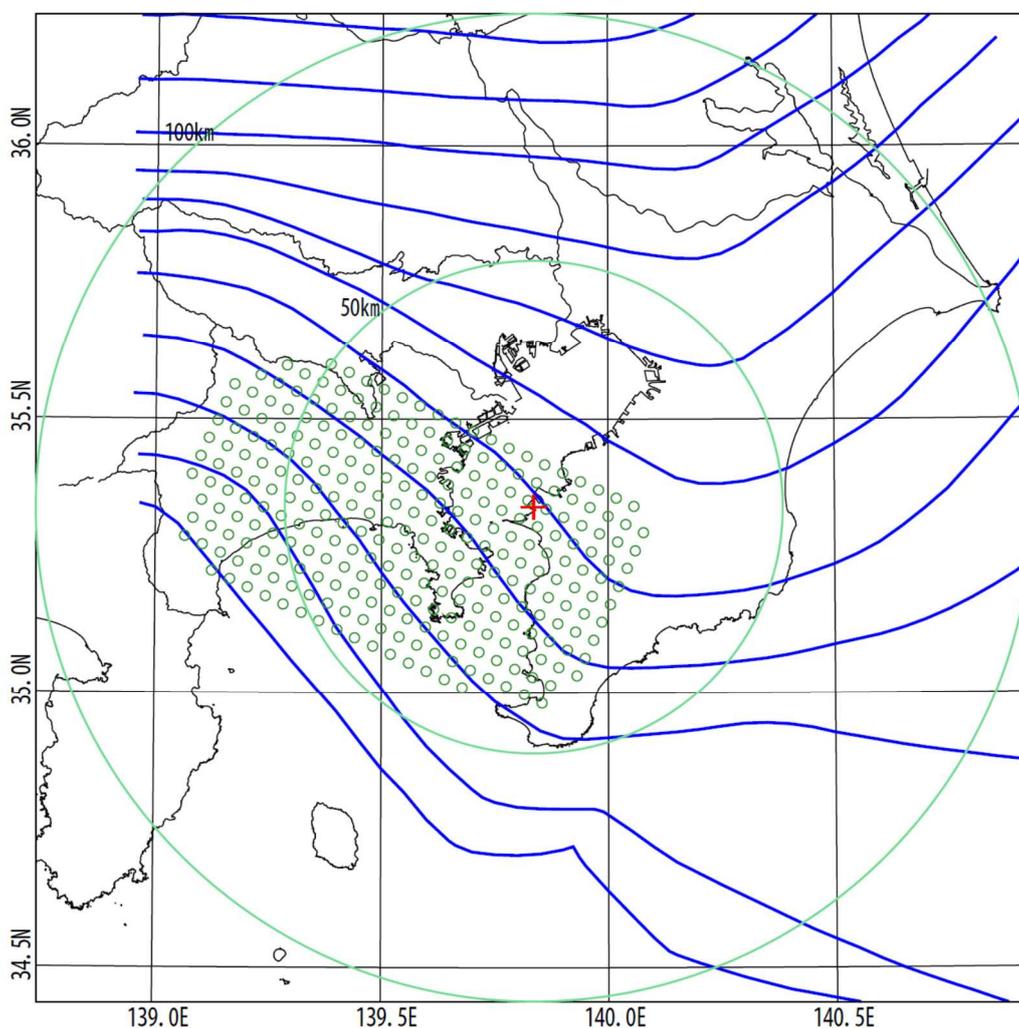


図-3.2 F 地点と東京湾北部地震（京葉側）の位置関係

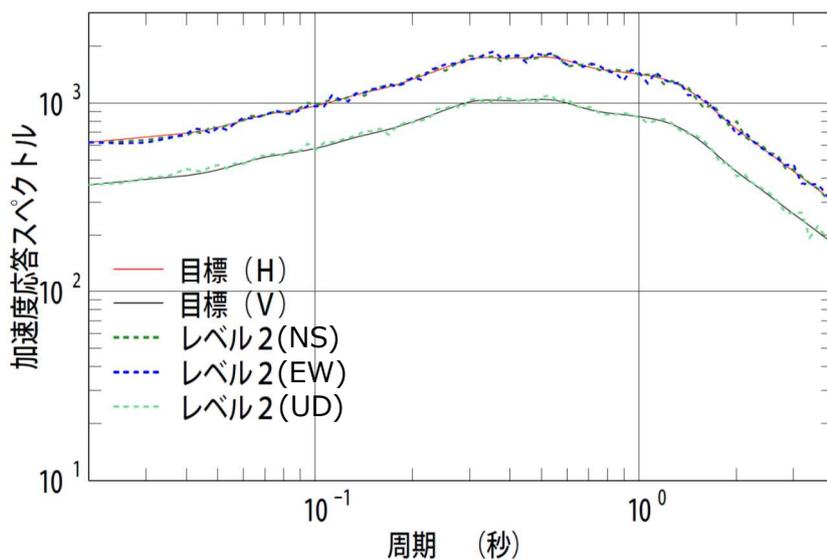


図-3.3 F地点の工学的基盤面における目標加速度応答スペクトル（減衰5%）

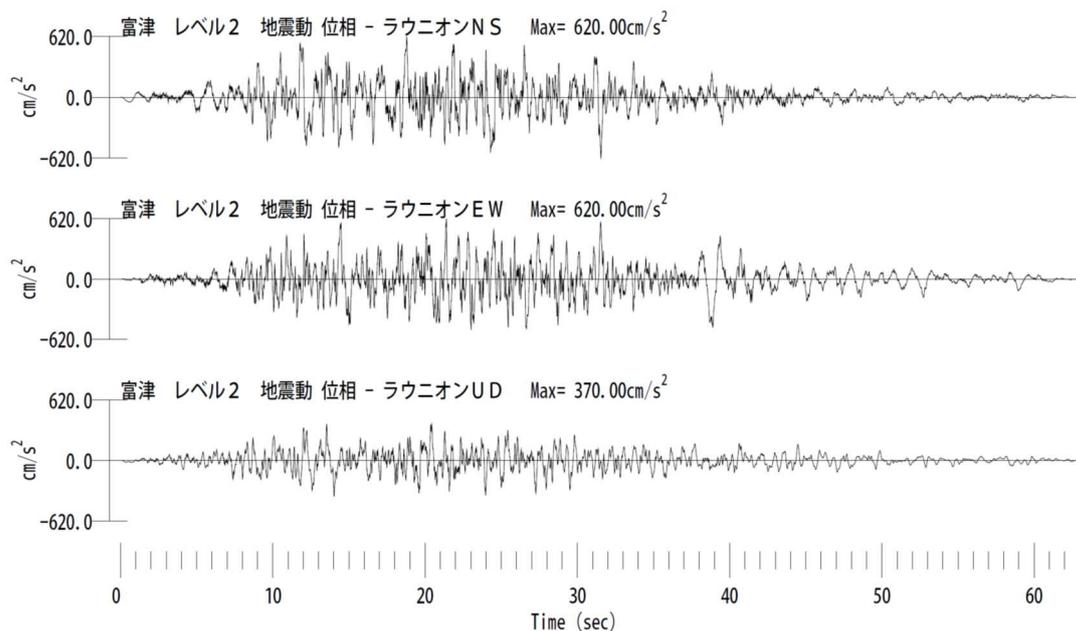


図-3.4 入力地震動（レベル2）

3.1.4. 解析ステップ

解析は、地震前の初期応力状態を再現するために、LNG 地下タンクの段階施工を反映したステップ解析とした。図-3.5 に段階施工と解析ステップを示す。なお、STEP5 運用時については LNG が満液時および空液時の 2 ケースを対象とした。

	STEP1	STEP2	STEP3	STEP4	STEP5	STEP6
施工内容	連続地中壁の構築 ・連続地中壁を構築する。	内部掘削 ・連続地中壁完成後にバックホウにて内部を掘削する。	躯体の構築 ・底版、側壁の順に躯体を築する。	外周盛土・屋根の構築 ・施工面から側壁頂部まで盛土を行う。	運用開始 ・タンク内 LNG を貯蔵し、躯体が冷却される。	地震時 ・運用後に地震が発生する。
施工図						
荷重	連壁自重	外水圧 土圧 偏土圧	躯体自重	屋根自重 盛土土圧 盛土偏土圧	液圧(満液時のみ) ガス圧 温度荷重	動液圧(満液時のみ) 慣性力
備考	—	・地下タンクの躯体がない状態で外水圧と土圧を作用させるため、躯体には STEP2 による断面力は躯体には発生しない。	—	・盛土による荷重に対しては、連続地中壁と躯体の両方で抵抗する。	・LNG が満液時および空液時の 2 ケースを対象とする。	・水平 2 方向+鉛直方向の 3 方向同時加振。

図-3.5 段階施工と解析ステップ

3.2. レベル2 地震作用時の耐荷性能評価指標と限界値の設定

3.2.1. 評価指標と限界値の設定

2002年に改定されたLNG地下式貯槽指針におけるレベル2地震に対する躯体の目標性能および評価項目を表-3.3に示す。ここで面外せん断に対する照査については断面力を用いることが示されている。一方で、コンクリート標準示方書では、照査指標の応答値が直接得られる解析手法を用いることが望ましいとされており、本章では材料の損傷を示す応力とひずみの関係をモデル化できる3次元動的非線形解析を採用している。そこで、解析応答値であるひずみを直接評価する指標をLNG地下タンクの目標性能に立ち返り表-3.4のように新たに設定した。

表-3.3 LNG地下式貯槽指針における評価項目と限界値

躯体の目標性能	評価項目	限界値
<ul style="list-style-type: none"> ➤ 液・ガスの外部漏洩に対する所定の抵抗性を有する ➤ 地震後に周辺地下水が躯体内に浸透しても、メンブレン及び保冷の目標性能を損なわない ➤ 変形が残留しても、屋根及びメンブレンの目標性能を損なわない 	躯体の圧縮ひずみ	コンクリートの圧縮強度に対するひずみの2倍
	躯体の引張ひずみ	鉄筋の平均降伏ひずみの2倍
	面外せん断力	棒部材の面外せん断耐力

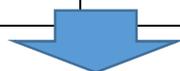


表-3.4 新たに設定した評価指標および限界値

評価指標	応答値	限界値
コンクリートの圧縮ひずみ	躯体内外表面の圧縮主ひずみ	コンクリートの圧縮強度に対するひずみの2倍
メンブレンの破断	躯体内側表面の引張主ひずみ	メンブレンの許容ひずみ(10,000 μ)
面外せん断破壊	せん断補強鉄筋の降伏	せん断補強鉄筋の最大引張ひずみ
	コンクリートの圧縮破壊	圧縮主ひずみ
	躯体厚さ方向の連続性	躯体厚さ方向の膨張ひずみ
		せん断補強鉄筋の平均降伏ひずみ
		コンクリートの圧縮強度に対するひずみ
		3,750 μ

3.2.2. コンクリートの圧縮ひずみ

LNG 地下式貯槽指針では、コンクリートの圧縮側の評価指標として躯体表面の圧縮ひずみを用い、その限界値にはコンクリートの圧縮強度に対するひずみの 2 倍を採用している。これは LNG 地下タンクに対する既往の実験²⁷⁾や解析²⁸⁾に基づく評価指標であり、本稿でも採用することとした。

3.2.3. メンブレンの破断

LNG 地下式貯槽指針では、コンクリート部材の引張ひずみの限界値を鉄筋の平均降伏ひずみの 2 倍としている。これは LNG 地下タンクの標準的な仕様に対して、地震中に発生する引張ひずみが鉄筋の平均降伏ひずみの 2 倍程度であれば、躯体に残留するひび割れを通じて浸透する水が、躯体内面へ到達する前に凍結可能である²⁹⁾ことから設定されたものである。

しかし、当該タンクは連壁-躯体間に配置された導水材が凍結しないように躯体外表面で 0°C 以上を保持¹⁵⁾していたり、底版に作用する温度応力を低減する観点から底部ヒーターをより上側に配置したりしている。このため、LNG 地下式貯槽指針で想定しているものより躯体温度が高く凍結領域が狭くなっており、躯体の止水性能を引張ひずみで間接的に評価することは妥当ではないと判断した。

そこで、本検討では動的解析結果から直接的にひび割れ幅を算定し、別途非定常熱伝導解析を行うことで凍結止水が可能かを判定する²¹⁾こととし、コンクリートの引張側に対しては目標性能に立ち返り、メンブレンの破断を評価指標とし応答値に躯体内側表面付近の最大主（引張）ひずみを、限界値にメンブレンの疲労限界から決まる許容ひずみ¹⁰⁾を設定した。

3.2.4. 面外せん断破壊

LNG 地下式貯槽指針では、面外せん断破壊の評価指標として面外せん断力を用い、限界値には棒部材の面外せん断耐力を採用している。本検討では、面外せん断破壊を解析結果のひずみより直接評価する。なお、評価指標としては以下の 3 つを設定した。

① 面外せん断破壊（斜め引張破壊）

せん断補強鉄筋が降伏していなければ斜め引張破壊していないと考え、応答値にせん断補強鉄筋軸方向の引張ひずみを、限界値にせん断補強鉄筋の平均降伏ひずみを設定した。

② 面外せん断破壊（せん断圧縮破壊）

各要素のマイクロレベルでコンクリートの圧縮破壊が生じていなければせん断圧縮破壊していないと考え、応答値に最小主（圧縮）ひずみを、限界値に

コンクリートの圧縮強度に対するひずみを設定した。

③ 上記2つで判断できない場合

上記の①，②でNGとなった場合であっても，局所的であれば部材レベルでは耐力が維持されると考えられる。そのような場合には，マクロな視点で面外せん断破壊を評価する指標として，宮川らの研究³⁰⁾を参考に躯体厚さ方向の膨張ひずみを評価指標とし，限界値に $3,750\mu$ を設定した。

なお，上記①～③の評価指標は，設定した指標が限界値に達した場合に面外せん断破壊が瞬時に起きるわけではない。また，LNG地下タンクは高次不静定構造物であり部分的に耐力を満たさないだけでは，クリティカルな状態になることは考えにくい。したがって，限界値には更なる合理化の余地があると考えられるが，本稿では実施設計で採用する上での安全代とすることとした。

3.3. レベル2地震作用時の耐荷性能評価結果

3.3.1. 地下タンク躯体の挙動

躯体および遠方地盤の層間変形角（上下端の相対変位をその距離で除した値）の時刻歴応答を図-3.6に示す。なお、層間変形角の方向は地震時に躯体上下水平相対変位が最大となる方向（120° と 300° を結ぶ方向）とした。図-3.6より、遠方地盤と比較してレベル2地震時の躯体層間変形角は小さく、最大で0.25%程度である。これは地盤と比較してLNG地下タンクの剛性が大きく、地震時にタンク周辺の地盤の変形が抑制されているためと推定される。

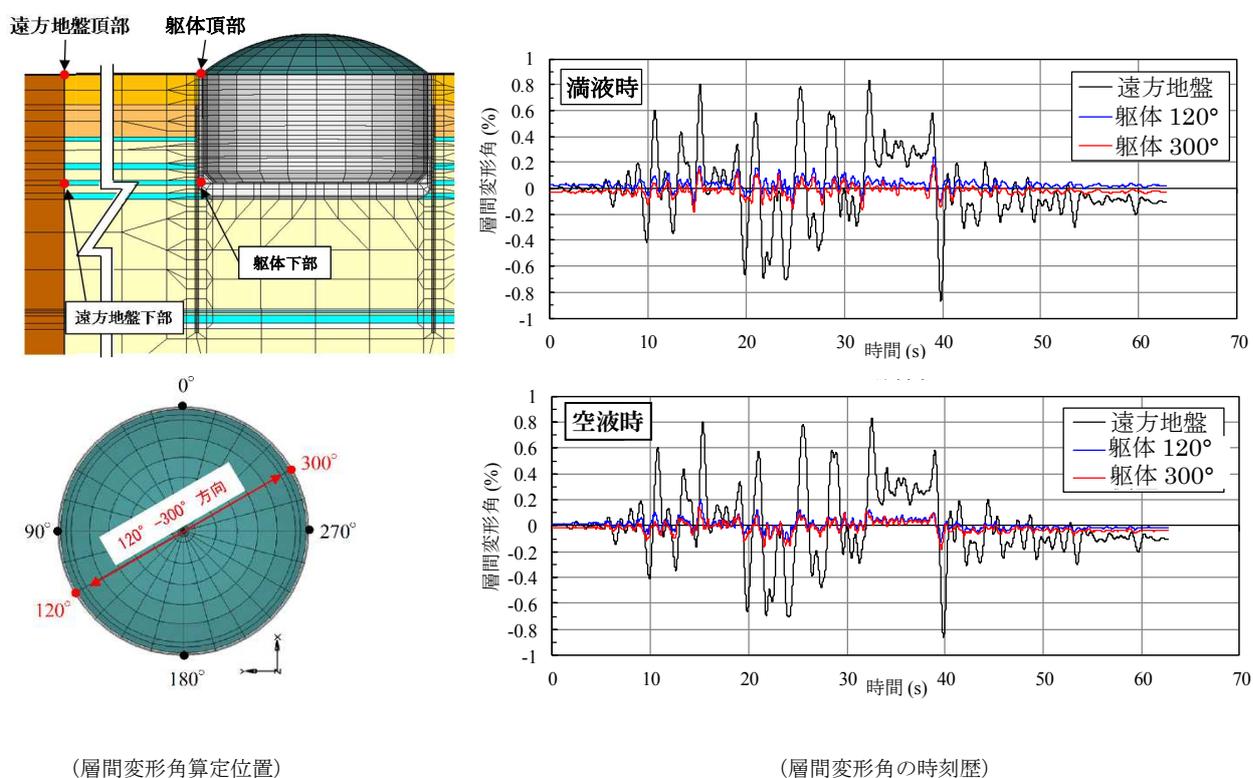


図-3.6 レベル2地震時の躯体および遠方地盤の層間変形角（時刻歴応答）

3.3.2. 耐荷性能評価結果

各評価指標に対する照査結果を図-3.7に示す。なお、結果は全角度（0～360°）のうち最大もしくは最小応答値で示す。

A) コンクリートの圧縮破壊に対する評価結果

レベル 2 地震時の躯体内外表面の最小主（圧縮）ひずみは -766μ （照査値 0.19）であり、コンクリートの圧縮破壊に対する照査値を満足しており、LNG 地下タンク全体の安定性という観点からはかなりの余裕があるものと考えられる。

B) メンブレンの破断に対する評価結果

レベル 2 地震時の躯体内側表面の最大主（引張）ひずみは $3,828\mu$ （照査値 0.46）で、照査値を満足している。

C) 面外せん断破壊に対する評価結果

① 面外せん断破壊（斜め引張破壊）

レベル 2 地震時のせん断補強鉄筋軸方向の最大（引張）ひずみ 750μ （照査値 0.92）で、せん断補強鉄筋は降伏しておらず、斜め引張破壊に対する照査値を満足している。

② 面外せん断破壊（せん断圧縮破壊）

レベル 2 地震時のコンクリートの全要素中の最小主（圧縮）ひずみは $-1,018\mu$ （照査値 0.50）であり、全要素でコンクリートは圧縮強度に対するひずみに達しておらず、せん断圧縮破壊に対する照査値を満足している。

③ 躯体厚さ方向の連続性

レベル 2 地震時の躯体厚さ方向の膨張ひずみは最大で 191μ （照査値 0.05）であり、部材レベルでの面外せん断破壊の評価では、照査値に更なる余裕がある。

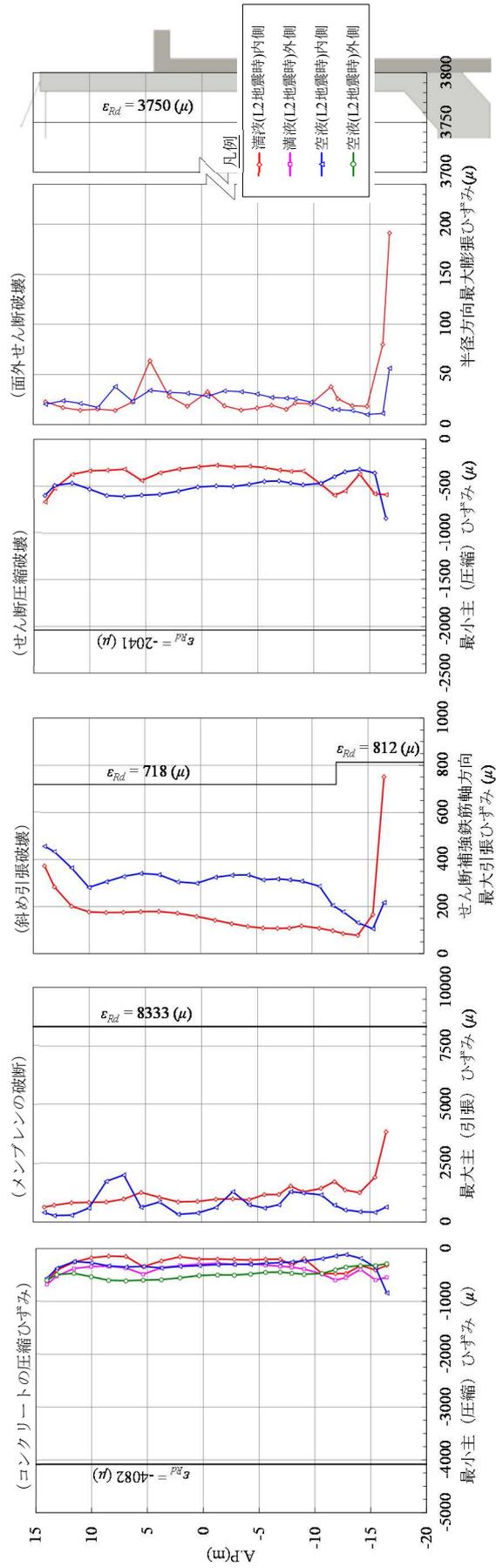


図-3.7 レベル2地震時の各評価指標に対する照査結果

3.3.3. 従来の面外せん断力による評価

従来の面外せん断力による評価を全断面・全時刻で行った。評価は、断面力の設計断面耐力に対する比に構造物係数を乗じた値が 1.0 以下であるかを確認することによって行った。断面力は各要素で発生する応力を積分することで算定し、設計せん断耐力はコンクリート標準示方書の棒部材における式により算定した。

前記①～③の評価を満足し、かつ、解析上では面外せん断破壊挙動が確認されないにもかかわらず、図-3.8 に示すとおり断面力の評価では一部で照査値を満足しない結果となった。照査結果を分析すると、照査値が 1.0 を超える時間は瞬時であった(図-3.8 で示した点以外でも同様)。このように動的解析から得られる瞬時の応答に対して静的な耐力式で評価することは不合理になる可能性があり、本稿においてひずみを直接評価する指標を設定したことには意義があると考えている。

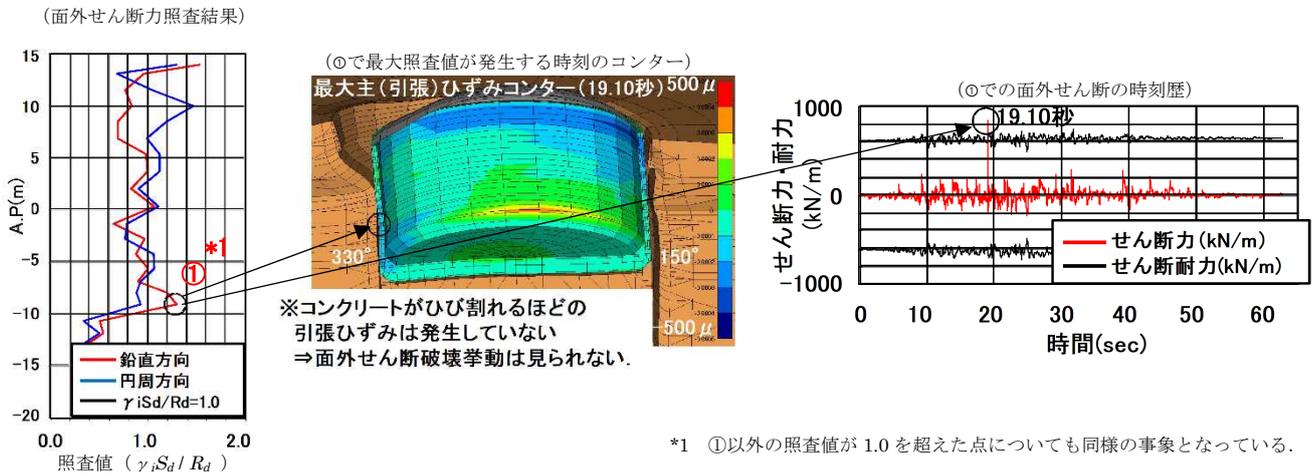


図-3.8 面外せん断耐力による照査結果

3.4. 想定以上の地震力が作用する場合の保有性能評価

前章と同じ解析モデルを用いて想定（レベル2地震）を越える地震荷重作用時の検討を行い，LNG地下タンクの破壊形態や変形性能の把握を試みた。

3.4.1. 解析方法

想定（レベル2地震）を越える地震荷重作用時の破壊形態や変形性能の把握を行う方法として，レベル2地震を2倍，3倍， n 倍と増幅させた上で動的解析を実施する方法^{3D)}が考えられる。しかし，前章で行った3次元動的非線形解析が20日程度の解析実行時間を要しており，動的解析を何度も実施する方法は実務では取り入れづらい。そこで，応答震度法によりプッシュオーバー解析を用いることとした。

まず，前章に示す3次元動的非線形解析を行い，レベル2地震による繰返し損傷を受けた状態を再現した。その後，モデル下端を固定境界，側面を水平ローラーとし，応答震度法により，モデル全体に一樣な静的水平震度を漸増载荷（10gal相当毎）させた。静的水平震度の作用方向は3次元動的非線形解析において躯体上下相対変位が最大となる方向（300°方向）とした。解析モデルを図-3.9に示す。

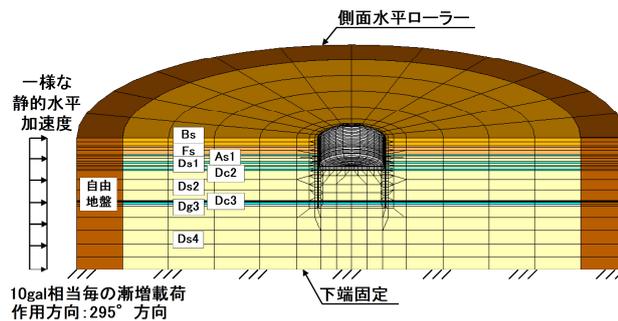


図-3.9 プッシュオーバー解析モデル

3.4.2. 解析結果

LNG 地下タンクのような地中構造物は、地震時に作用する土圧、動液圧および慣性力は、すべて加速度に対して比例関係にあることから、1 次の変形モードが躯体の損傷に支配的であると考えられる。

そこで本稿では、既往の研究^{27)~28)}と同様に躯体の層間変形角に着目して結果を整理することとした。なお、本稿では動液圧が作用する満液時の検討結果を示す。

まず、躯体の破壊形態を把握するために、静的水平加速度と躯体層間変形角増分の関係および各载荷ステップにおける最大（引張）／最小（圧縮）ひずみ分布に着目した。図-3.10 および図-3.11 にその結果を示す。

ここで、最大主（引張）ひずみが $2,000\mu$ （主鉄筋降伏相当）を越えた範囲を引張損傷、最小主（圧縮）ひずみが $-4,000\mu$ （面部材のコンクリートの圧縮破壊相当）を下回る範囲を圧縮損傷と定義すると、図-3.11 より損傷箇所は加振方向に平行な面（以降、ウェブ側と称す）が支配的であり、躯体と底版の剛結部分の損傷が先行していないことが分かる。

次に、躯体の損傷箇所に着目する。躯体の挙動は、载荷面では面外挙動が、ウェブ側では面内挙動が卓越している。引張損傷は载荷面（面外挙動卓越）およびウェブ側（面内挙動卓越）ともに卓越し損傷領域も载荷とともに拡大するが、圧縮損傷は躯体ウェブ側のみで生じることが分かる。

さらに、図-3.10 より当該地下タンクは 550gal 相当付近で変形角が急増することが分かる。図-3.11 より、この 550gal 付近以降ではウェブ側の圧縮損傷領域が拡大しており、それに伴って躯体の変形が進行し、最終的に破壊に至ると考えられる。これは、既往の研究^{27)~28)}の知見と同様な傾向を示しており、LNG 地下タンク躯体はウェブ側の面内せん断で損傷する。

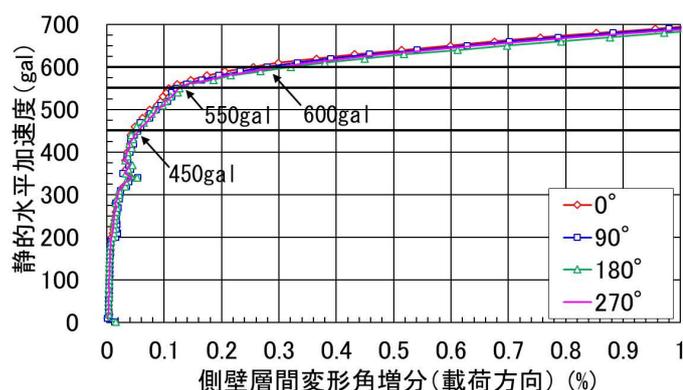


図-3.10 躯体の層間変形角の増分

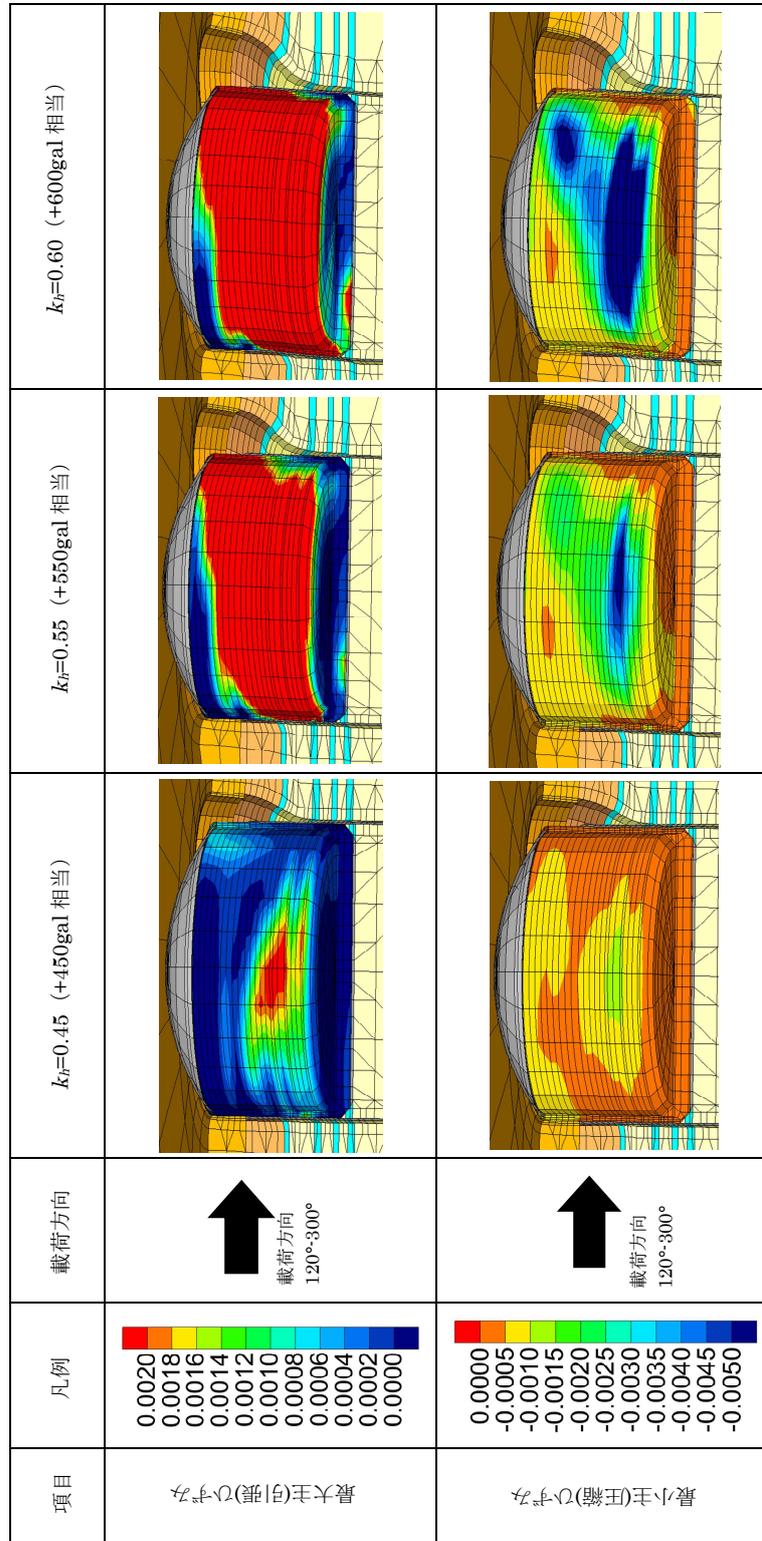


図-3.11 各ステップにおける最大・最小主ひずみ

3.4.3. LNG 地下タンク躯体の保有性能

LNG 地下タンク躯体の保有性能を評価するために材料損傷レベルに着目して整理した。ここで材料損傷は、コンクリート標準示方書に基づき表-3.5 に示す通りとした。

表-3.5 材料損傷の指標

損傷指標	想定する現象	限界値
偏差ひずみの第二不変量 J^2	斜めひび割れの発生	1,000 μ
鉛直方向ひずみ ε_z	鉛直方向鉄筋の降伏	1,730~1,797 μ^*1
円周方向ひずみ ε_θ	円周方向鉄筋の降伏	1,733~1,924 μ^*1
最小主（圧縮）ひずみ ε_{min}	コンクリートの圧縮破壊	4,082 μ

*1：限界値を鉄筋の平均降伏ひずみとしており、部材位置により鉄筋比とコンクリート強度が異なるため、限界値に幅が生じている

躯体ウェブ側の層間変形角と内外側要素（RC 要素）における損傷指標の最大応答値との関係は図-3.12 に示す通りであり、①斜めひび割れの発生、②鉛直方向鉄筋の降伏、③円周方向鉄筋の降伏、④コンクリートの圧縮破壊の順で破壊が進行していくことが分かる。

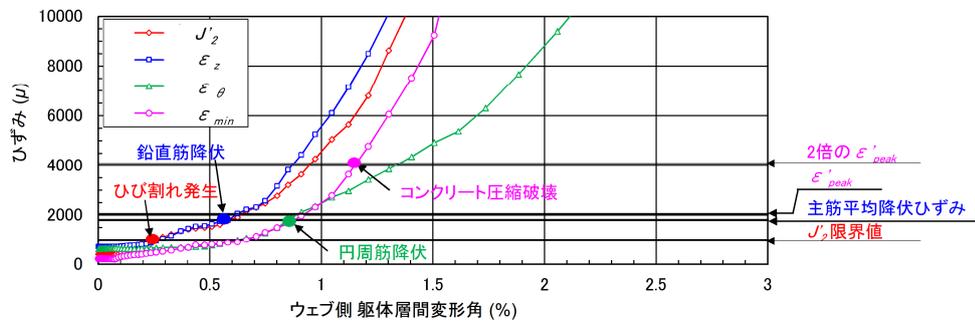


図-3.12 層間変形角と損傷指標

また、躯体のレベル 2 地震時の損傷レベルと終局損傷レベルの関係を把握するために、躯体の層間変形角と全 RC 要素の最小主（圧縮）ひずみの関係を整理した。整理した結果は図-3.13 の通りであり、コンクリートの圧縮破壊（ $4,082\mu$ ）を躯体の破壊と定義すれば、破壊に至る際の層間変形角は 1.15%となる。これにより、今回対象とした LNG 地下タンク躯体の保有性能は、コンクリートの圧縮ひずみを指標とすればレベル 2 地震時の 5.3 倍（ $4,082\mu/766\mu$ ）、層間変形角を指標とすれば 4.6 倍（ $1.15\%/0.25\%$ ）と評価することが出来る。

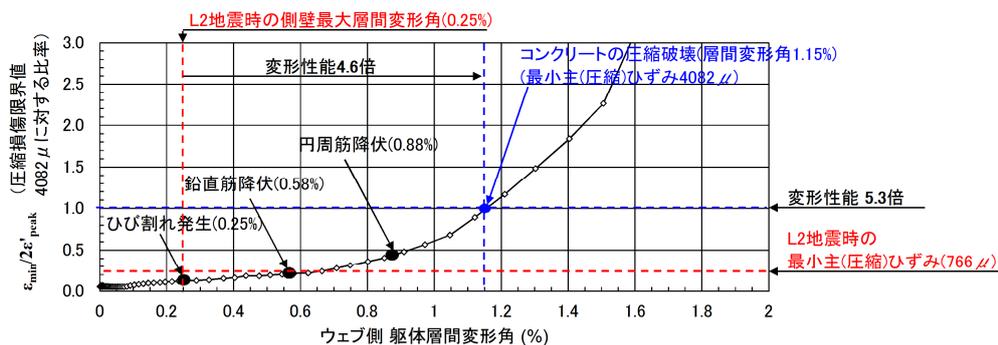


図-3.13 ウェブ側層間変形角と最小主（圧縮）ひずみの関係

3.5. まとめ

3.5.1. レベル 2 地震作用時の耐荷性能評価指標と限界値の設定

- ① 材料の損傷を示す応力とひずみの関係をモデル化できる 3 次元動的非線形解析を用いた場合の評価指標と限界値を新たに設定した。
- ② 圧縮側の評価指標としては、従来から用いられている躯体表面の圧縮ひずみを用い、その限界値にはコンクリートの圧縮強度に対するひずみの 2 倍とした。
- ③ 引張側の評価指標としては、本来の目標性能に立ち返り、メンブレンの破断を評価指標とし、応答値には躯体内側表面付近の最大主（引張）ひずみを、限界値にメンブレンの疲労限界から決まる許容ひずみを設定した。
- ④ 面外せん断破壊の評価指標としては、解析結果のひずみより直接評価することとし、斜め引張破壊、せん断圧縮破壊、躯体厚さ方向の連続性に対して、それぞれを評価することとした。

3.5.2. レベル 2 地震作用時の耐荷性能評価結果

- ① LNG 地下タンクの挙動は、遠方地盤と比較して躯体層間変形角は小さく、最大で 0.25%程度である。
- ② 前節で設定した耐荷性能指標に基づき、レベル 2 地震動作用時の耐荷性能を評価した結果、いずれの評価指標においても余裕があり、鉄筋を増やすことなく照査値を満足することが確認されるとともに、更なる合理化の可能性を残していることも明らかとなった。
- ③ 従来の面外せん断による評価手法を適用した結果、瞬間的ではあるものの、照査値が 1.0 を上回る結果となり、動的解析から得られる瞬時の応答に対して静的な耐力式を適用することは不合理になる可能性があることが分かった。

3.5.3. 想定以上の地震力が作用する場合の保有性能評価

- ① プッシュオーバー解析によって想定以上の地震力を作用させた結果、従来の知見と同様にウェブ側の圧縮損傷破壊に至ることが確認された。
- ② 今回対象とした LNG 地下タンクの損傷過程は、斜めひび割れの発生、鉛直方向鉄筋の降伏、円周方向鉄筋の降伏、コンクリートの圧縮破壊となった。
- ③ 今回対象とした LNG 地下タンクの保有性能は、コンクリートの圧縮ひずみを指標とすればレベル 2 地震時の 5.3 倍、層間変形角を指標とすれば 4.6 倍と評価することができ、十分な性能を有していることが確認された。

4. 実構造物への適用

本章では、3章までの検討結果を踏まえて、LNG 地下タンク建設工事での実構造物への適用結果について述べる。

最初に、今回の検討結果から算定される鉄筋量と決定ケースについて、取りまとめる(4.1節)。

次いで既存の LNG 地下タンク躯体の鉄筋量と比較し、要因別の合理化効果について整理を行った(4.2節)。

また、鉄筋量だけでなく、様々な検討を踏まえて実施した合理化策について整理し、LNG 地下タンクの技術開発と建設コストの推移について取りまとめた(4.3節)。

さらに、底版-躯体の剛結部の施工合理化について述べる。従来は剛結部に応力集中が発生し、弱部になるものと想定していたが、今回検討により、剛結部が破壊の始点としないことが確認されたために、配筋方法を大幅に見直し、施工の合理化・工程短縮を図った。(4.4節)。

最後に実施工への反映結果について取りまとめる(4.5節)。

4.1. 鉄筋量の要因別合理化効果

4.1.1. 鉄筋量の算定結果

LNG 地下タンク躯体のレベル 1 地震までの構造設計は、**図-4.1** に示すフローに従い、常時（低水位）、異常時（高水位）、レベル 1 地震時に必要な荷重による断面力を重ね合わせて、鉄筋が降伏しないことを確認している（表-1.2 手法 2）。これにより算定された躯体と底版の鉄筋量を**表-4.1**、**表-4.2** および**図-4.2**、**図-4.3** に示す。

躯体の鉄筋量は異常時（高水位）が最も多くなっているものの、常時（低水位）に比べて差は小さい。また、レベル 2 地震動時の必要鉄筋量はレベル 1 地震動時と同様であり、レベル 2 地震動が決定ケースとなっている部位はない。これより、LNG 地下タンク躯体の鉄筋量は温度応力等によって大部分が決定していることが分かる。

底版の鉄筋量は異常時（高水位）で決まっており、その他のケースでは最小鉄筋量で照査値を満足している。

表-4.1 躯体の鉄筋量 算定結果

	設計図面の鉄筋量	最小鉄筋量	常時（低水位）	異常時（高水位）	レベル 1 地震動時	レベル 2 地震動時
鉄筋量 (ton)	1,456	1,107	1,232	1,298	1,261	1,261

表-4.2 底版の鉄筋量 算定結果

	設計図面の鉄筋量	最小鉄筋量	常時（低水位）	異常時（高水位）	レベル 1 地震動時	レベル 2 地震動時
鉄筋量 (ton)	1,329	1,079	1,079	1,329	1,079	1,079

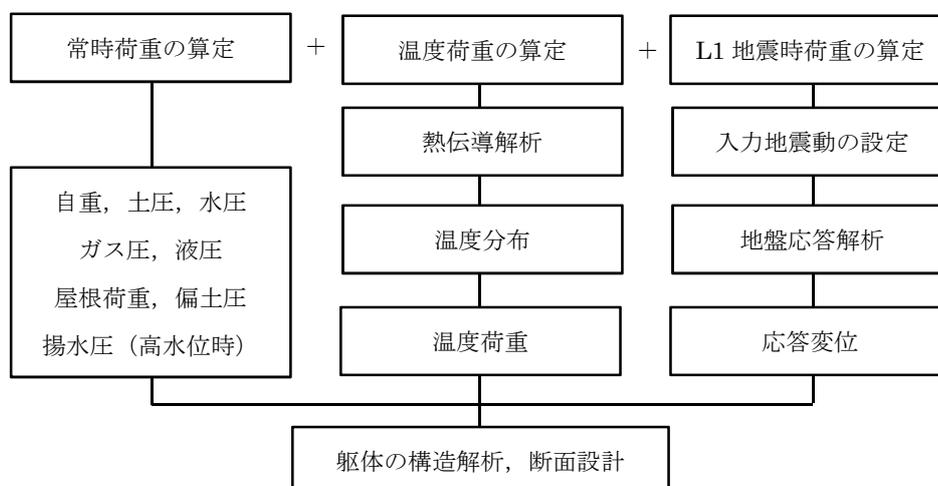


図-4.1 LNG 地下タンク躯体の構造設計の流れ

種別	鉛直筋		円周筋		せん断補強鉄筋
	外筋	内筋	外筋	内筋	
一般部	min (最小鉄筋量)	min (最小鉄筋量)	min (最小鉄筋量)	min (最小鉄筋量)	L1 地震時 + 温度
	AP-16.138	min (最小鉄筋量)	AP+1.262	AP-0.538	
ハンチ部	min (最小鉄筋量)	min (最小鉄筋量)	常時+温度 (低水位)	異常時+温度 (高水位)	異常時+温度 (高水位)
	AP-16.138	min (最小鉄筋量)	常時+温度 (低水位)	異常時+温度 (高水位)	異常時+温度 (高水位)

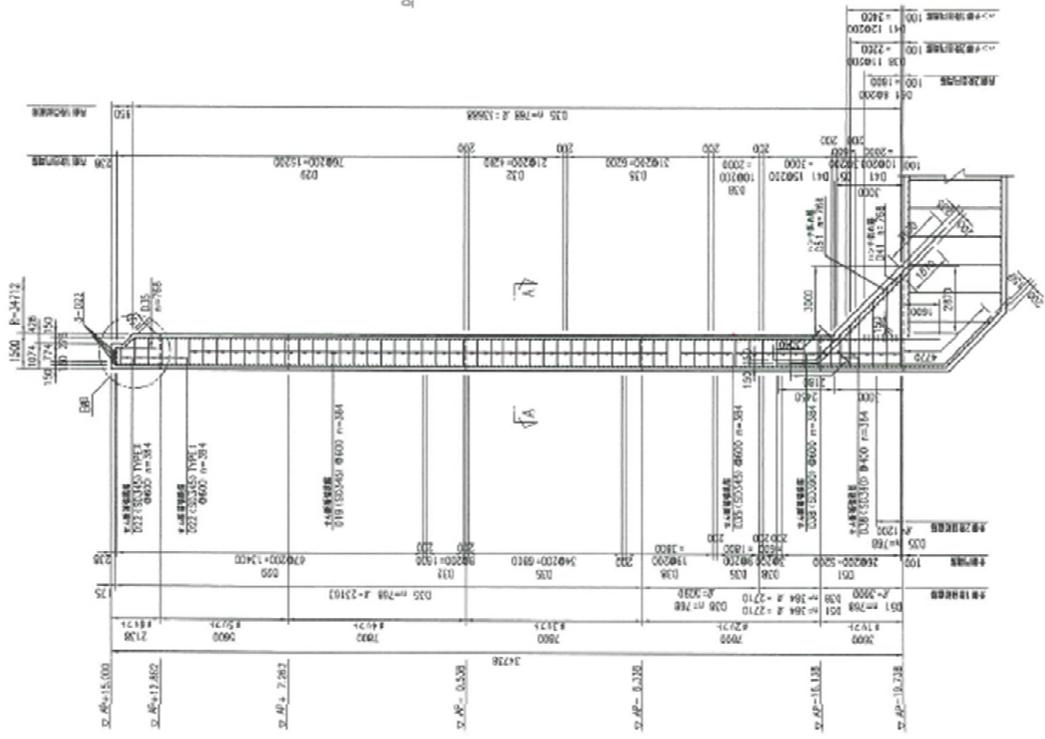
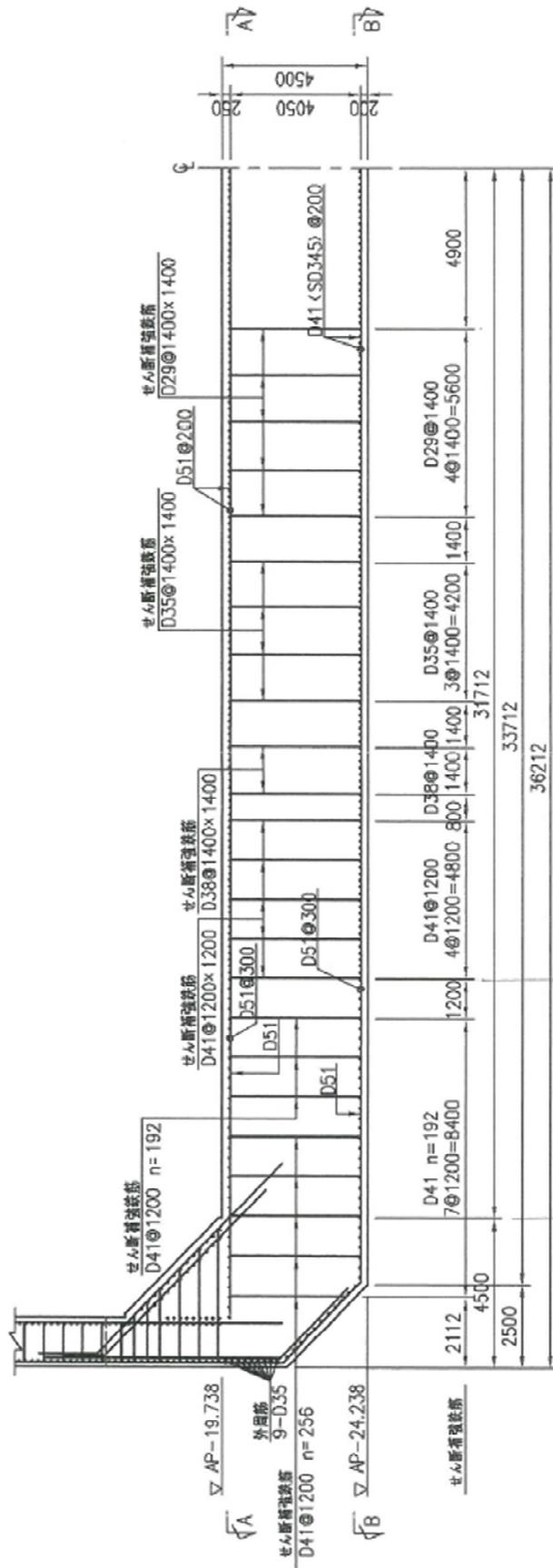


図-4.2 F地点 9,12号タンク 配筋決定ケース(躯体)



種別		RC 照査対象外	放射・円周配置部	格子配置部
半径方向	上筋	←	min(最小鉄筋量)	異常時(高水位)+温度
	下筋		min(最小鉄筋量)	min(最小鉄筋量)
円周方向	上筋	→	min(最小鉄筋量)	異常時(高水位)+温度
	下筋		min(最小鉄筋量)	min(最小鉄筋量)
せん断補強鉄筋		異常時(高水位)+温度	R=4.9m 不要	

図 4.3 F 地点 9,12 号タンク 配筋決定ケース (底版)

4.1.2. 比較対象とする地下タンク

本章で比較対象とする地下タンクは F 地点で同容量であり，筆者が建設，保守に関わってきた 5,6 号タンク，7,8 号タンク，10,11 号タンク，9,12 号タンクの 4 種類とする．それぞれの地下タンクの構造概要を表-4.3 に示す．また，F 地点地下タンクのレイアウトを図-4.4 に，それぞれの構造図と躯体配筋図を図-4.5～図-4.8 に示す．

地下タンク底版は，地下水が復水した際に作用する揚圧力に抵抗するように耐水圧型強度底版としており，その水圧で浮き上がることがないように底版と躯体の寸法を決定している．10,11 号タンク以降は連壁-躯体密着構造を採用し，浮き上がり抵抗重量として連壁も考慮している．さらに，9,12 号タンクにおいては連壁上部に張り出しを設けて，その上部の盛土重量もカウントすることで躯体と底版の厚さを合理化している．

表-4.3 F 地点 地下タンクの構造概要

No.	5,6 号	7,8 号	10,11 号	9,12 号
運用開始 (年)	1991	1999	2002	2019
容量 (kL/基)	125,000	125,000	125,000	125,000
内径 (m)	73.4	70.0	70.0	69.0
液深 (m)	30.5	33.5	33.5	33.5
躯体厚さ (m)	2.8	2.6	1.8	1.5
底版厚さ (m)	6.5	6.0	6.0	4.5
躯体構造形式	耐水圧型強度底版			
	連壁-躯体分離		連壁-躯体密着	
	底版-躯体ピン結合			底版-躯体剛結合

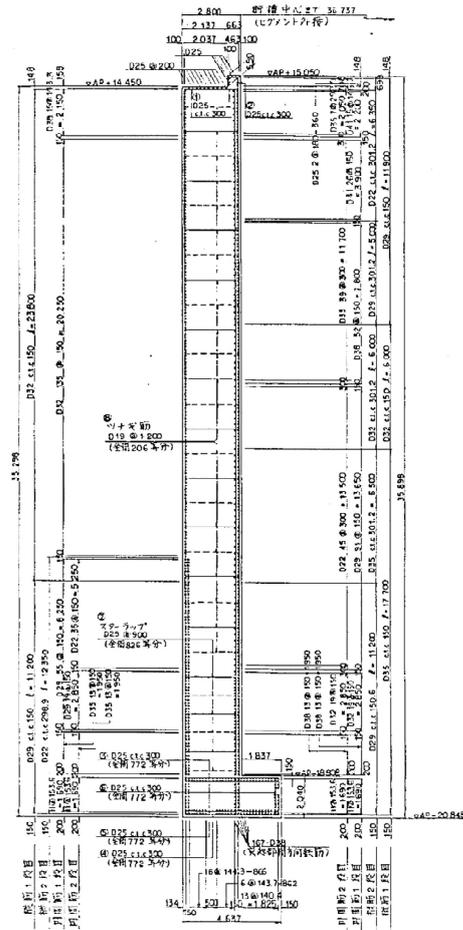
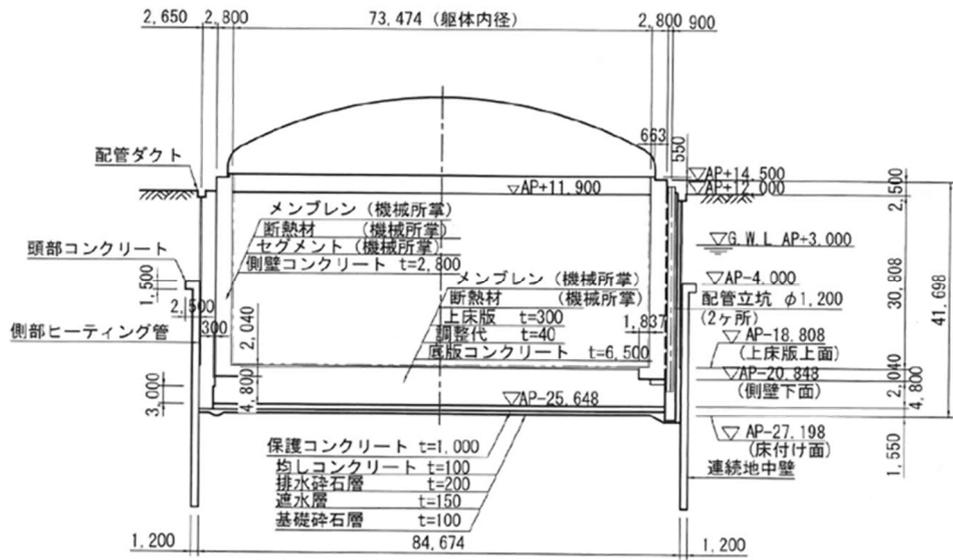


図-4.5 5,6号タンク 構造図(上)と躯体配筋図(下)

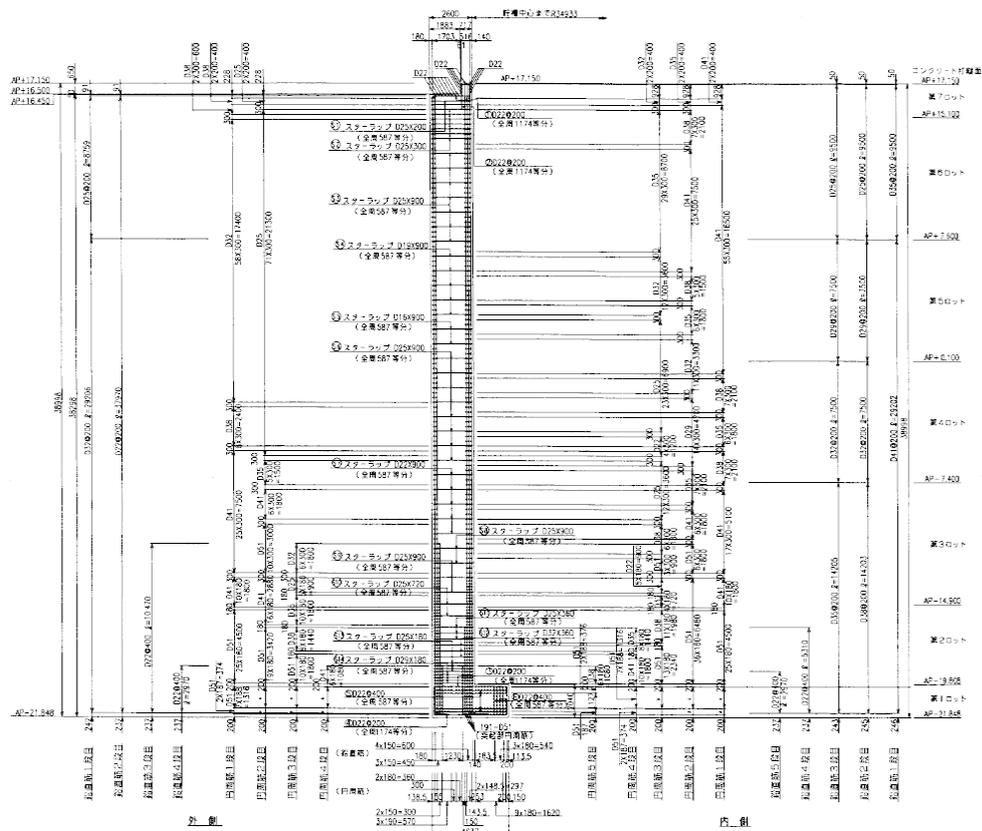
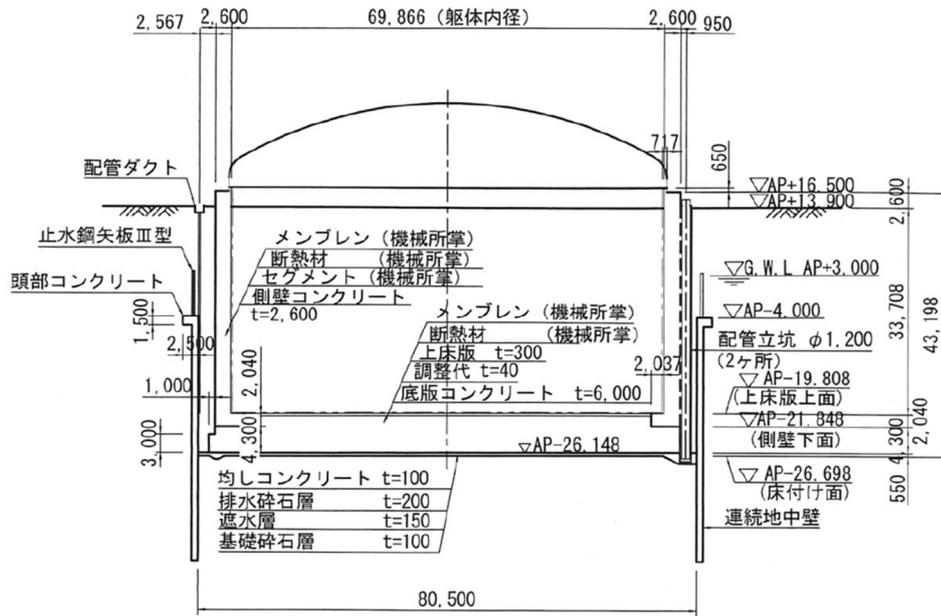


図-4.6 7,8号タンク 構造図(上)と躯体配筋図(下)

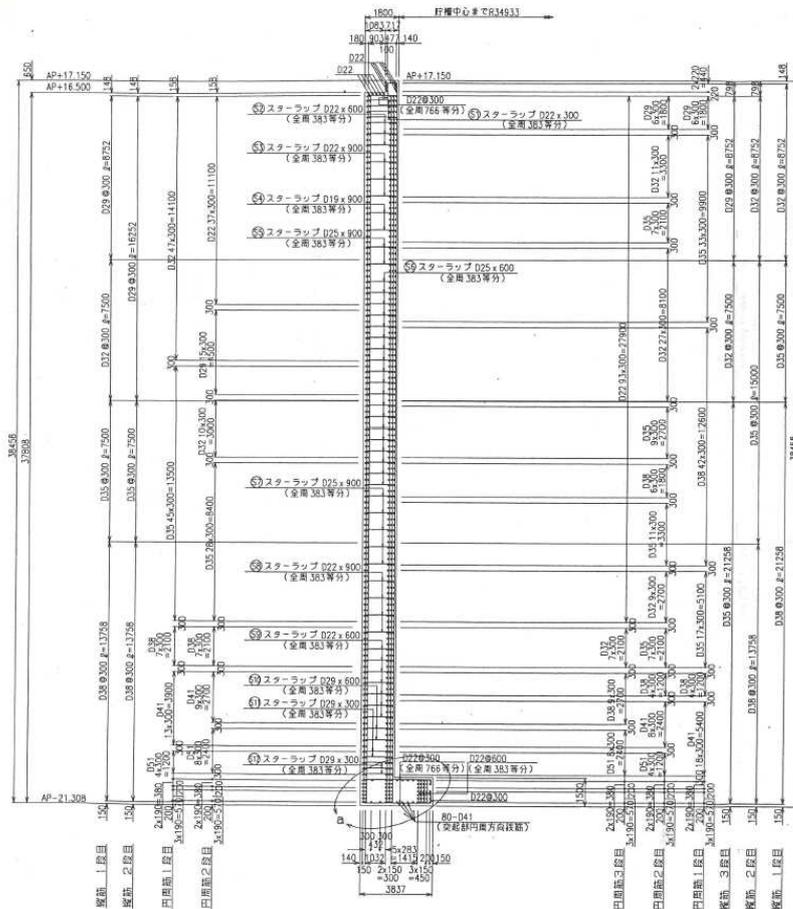
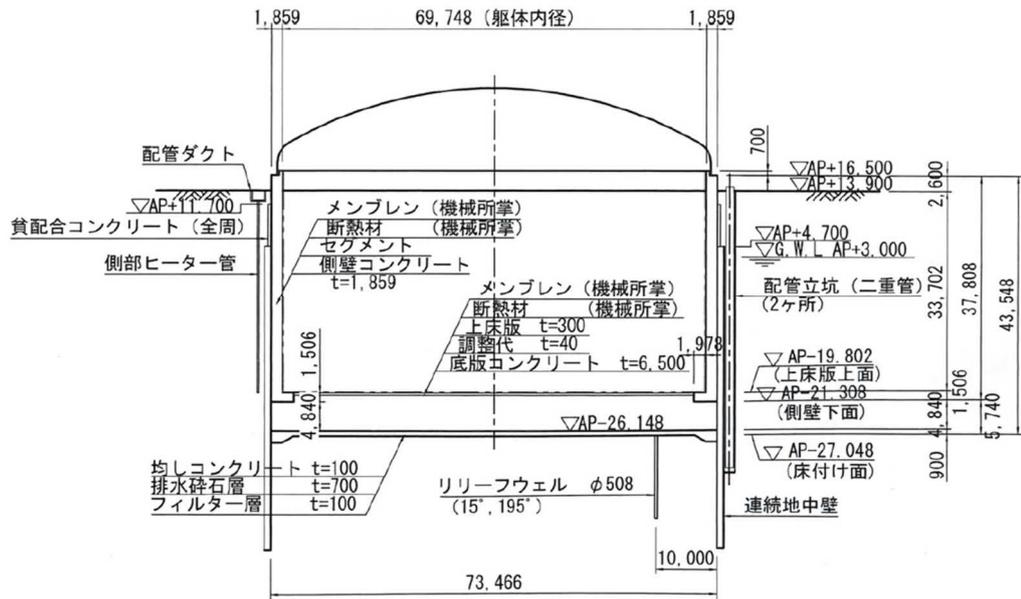


図-4.7 10,11号タンク 構造図(上)と躯体配筋図(下)

4.1.3. LNG 地下タンク躯体の要因別合理化効果

LNG 地下タンク躯体の鉄筋量の推移をもとに、要因別合理化効果の概念図を図-4.9に示す。

5,6号タンクにおいては2段階（レベル1：150gal，レベル2L：390gal）の地震動を設定し躯体の鉄筋量を決定していた。さらに7,8号タンク以降は阪神淡路大震災の経験を踏まえて、1地震動（レベル2H：620gal）を加えて照査を実施している。

7,8号タンクおよび10,11号タンクにおいては、従来照査で考慮していないレベル2H地震動を導入したにもかかわらず、経済性が向上している。この主な要因は、残存剛性を用いた等価線形解析による断面力評価の合理化、連壁の躯体保護効果を評価する二重円筒シェルモデル解析による荷重作用の低減である。さらに、終局耐力評価により断面耐力評価が合理化されたこともあげられる。しかしながらこれらのタンクにおいては断面力および断面耐力を用いた照査を実施しており、多くの断面でレベル2H地震動作用時が決定ケースとなっていた。

9,12号タンクにおいては、レベル2L地震動を取りやめ、レベル2H地震動（前章までのレベル2と同値）のみの照査とし、評価方法としてひずみ照査を取り入れた。また、レベル2地震動のような大きな地震力に対しては、躯体にひび割れが発生し熱応力が解放されるものとして、温度荷重を考慮しないこととなった¹⁾。これらの効果により、9,12号タンク躯体では、常時（低水位）、異常時（高水位）もしくはレベル1地震動作用時が決定ケースとなっており、大幅な鉄筋量の削減につながっている。

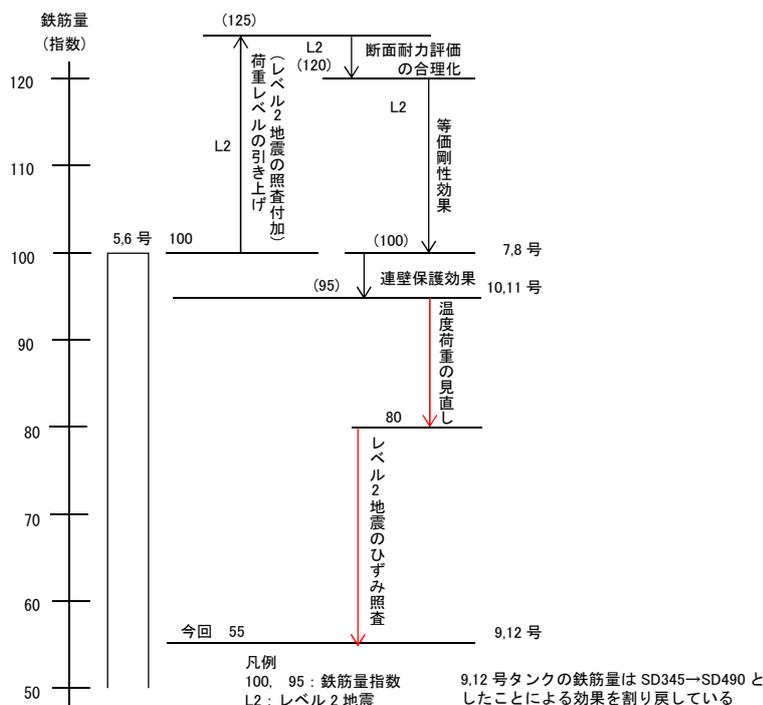


図-4.9 躯体の要因別合理化効果の概念図

4.2. 技術開発と建設コストの推移

前述の4種類の地下タンクにおける技術開発と建設コストの推移を図-4.10に示す。

7,8号タンクにおいては、前述の等価剛性効果等による鉄筋量の見直しに加えて、2基同時施工による施工歩掛かりの見直しにより大幅な建設コストの低減を図り、日本国内の地下タンク建設に大きなインパクトを与えた。

その後に引き続いて建設した10,11号タンクにおいては施工ヤードが狭隘となった。これにより、連壁費用削減のために行っていた一次掘削を取りやめ、現地盤から施工することとしたために、建設費用が上昇した。また、従来は砂泥互層であった難透水層の信頼性の観点から、連壁と躯体を分離して埋戻土を配置することで地下湧水が大幅に増加しても後からディープウェルが増設できるようにしていた。しかしながら、7,8号タンクまでの建設実績から難透水層の信頼性が確認されたため、連壁と躯体を密着させて浮き上がり抵抗重量として連壁をカウントすることで、躯体や底版をスリム化した。さらに、地下水レベルを常時高水位としていたものを、常時低水位に変更し、地下湧水の揚水ポンプが2台同時に故障する等の不測の事態が発生した場合にのみ高水位になるもとして異常時高水位とし、構造解析係数の見直しを行い合理化を図っている。

10,11号タンク建設後、LNGの需要は長期間増加しなかったことから、十数年の間、LNG地下タンクの建設は見送られてきた。その間に材料・機械・人件費が上昇した。しかしながら今回検討結果を反映して躯体および底版の鉄筋量を大幅に削減するとともに、底版・躯体を剛構造にすることで、底版の鉄筋量の縮減、支承構造の省略をはかった。さらに連壁上部に張り出しを設けて、盛土重量を浮き上がり抵抗重量としてカウントし、躯体・底版をスリム化して建設コストを削減した。

前述の一連の技術開発により、建設コストを100から64と2/3に削減することに成功した。また、下段のグラフから5,6号タンクから何もコストダウンを図らなかった場合と比較すると半減していることが分かる。これらの検討はLNG地下タンクの建設費用の削減にとどまらず、様々な電力土木構造物の建設費用削減に大きく寄与しているものと考えている。

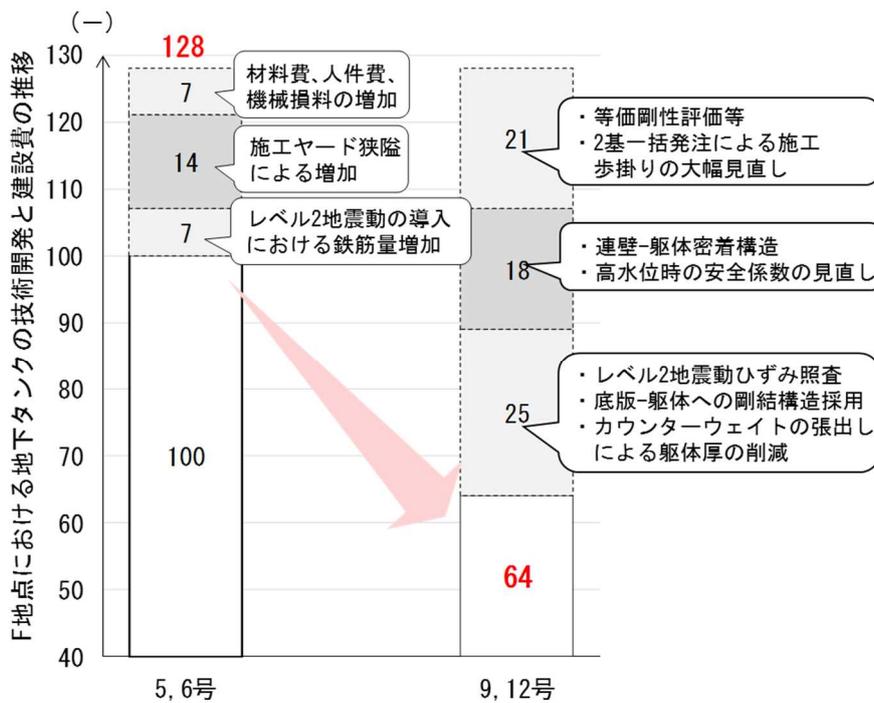
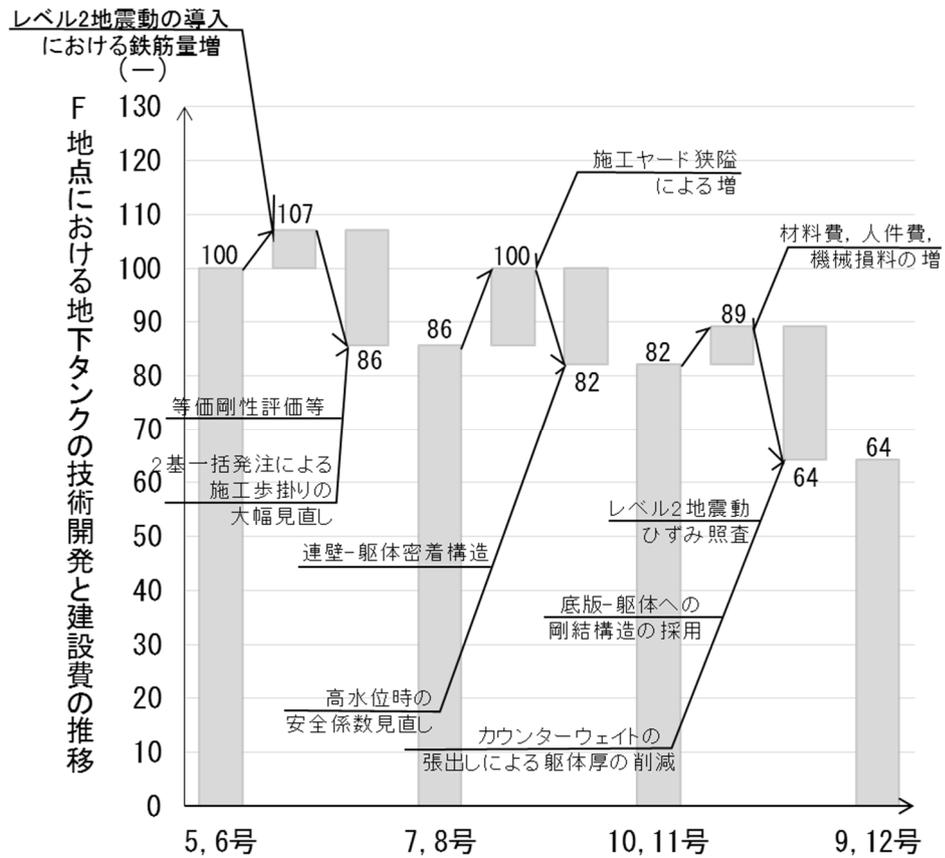


図-4.10 F 地点 LNG 地下タンクの技術開発と建設コストの推移

4.3. 底版-躯体剛結部の施工合理化

4.3.1. 剛結構造の概要

底版と躯体の結合方式を図-4.11 に示す。底版を梁と仮定した場合、ピン結合は単純梁、剛結合は両端固定梁と見なすことができる。等分布荷重を作用させた梁中央部の曲げモーメントは、単純梁が $PL^2/8$ であるのに対して、両端固定針は $PL^2/24$ と $1/3$ に低減される。底版の支配荷重は揚水圧であるため、剛結構造の採用により、底版上筋の大幅な合理化が図れる³⁰⁾。

また、ピン結合構造では、目地部からの浸水を防ぐために、躯体外面に凍結線をコントロールする必要があったものの、剛結構造では、目地部がないことから浸水リスクが低減されるために、底部ヒーターを上方に配置して凍結線を躯体内面に近付けることが可能となる。凍結線を躯体内面に近付けると、部材の低温領域が少なくなり、部材の平均的な温度低下量が低減されるために、底版に作用する温度応力を軽減できる。

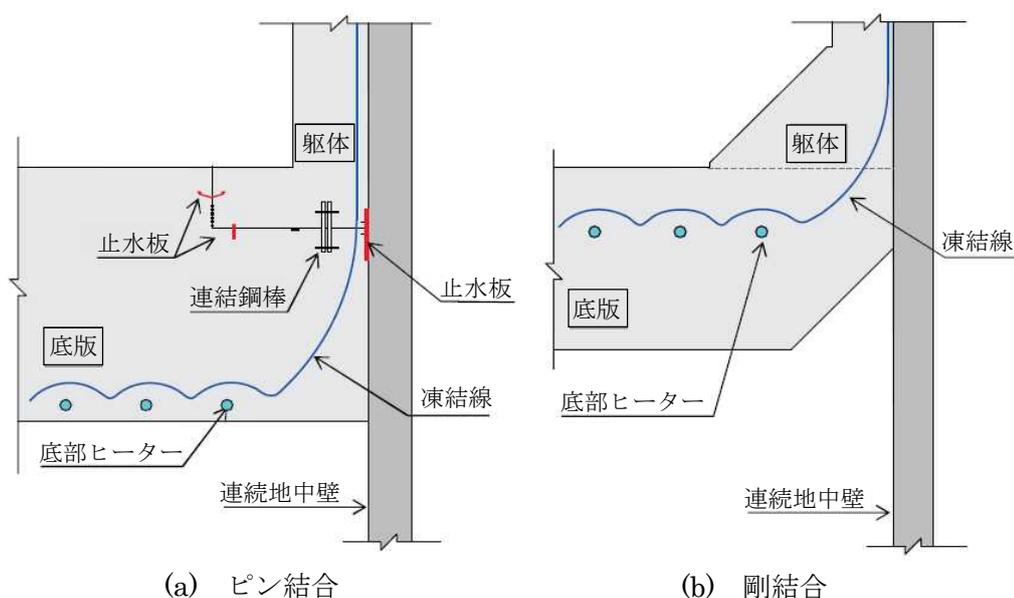


図-4.11 底版と躯体の結合方式

4.3.2. 施工の合理化

3章に詳述したとおり、LNG 地下タンク躯体は、ウェブ側の圧縮損傷領域の拡大に伴って躯体の変形が進行し、最終的に破壊に至っており、剛結部が破壊の起点とはならないことが確認されている。この現象は、 $1/20$ スケールの縮小模型実験²⁵⁾においても同様な事象が確認されており、地盤内に設置される円筒形のタンクに作用

するせん断力の大部分が、面内挙動の卓越する部分に受け持たれているためと考えられる。

剛構造においては、ピン結合構造の場合に必要な目地部の支承構造や止水構造を省略でき、非常にシンプルな構造とすることが可能である。一方で剛結部においては応力集中を分散するためにハンチ構造を採用し、底版端部には応力の流れをスムーズにするために切欠きを設けている。このような形状とすることにより、剛結部の配筋が複雑となるため、施工の簡略化が必要となった。

ピン結合構造の場合には、底版コンクリートを打込み後に躯体1リフトを構築する必要があるのに対して、剛構造の場合には底版鉄筋と同時に剛結部を組み立てることが可能である。そこで、底版と剛結部の鉄筋を地上で一体化し、内部掘削終了後にこれらの一体化した鉄筋を投入すれば、工程短縮が可能となる。

既設タンクにおいては、大変形時の脆性的な破壊を防止する観点から、躯体の継手構造は、原則として継手位置を相互にずらした重ね継手や継手位置が同一断面に集中する場合には機械式継手としていた。しかしながら、剛結部は①レベル2地震作用時でも損傷が軽微であること、②最終破壊に至るまで変形性能や耐荷性能に対してかなりの裕度を有していること、③剛結部が破壊の起点とはなっていないこと等を踏まえ、重ね継手において継手位置を同一断面に集中させることとした。これにより、底版と躯体の外周部を網筋化（以下、外周網筋と称す）することが可能となった。図-4.12に地上で組み立てた外周網筋を、図-4.13に外周網筋の建て込み状況を示す。この一体化施工によって1ヶ月程度(24ヶ月)の工程短縮が図られた。



図-4.12 外周網筋の組立状況



図-4.13 外周網筋の建て込み状況

4.4. まとめ

4.4.1. 鉄筋量の算定結果

- ① 躯体の鉄筋量は常時の温度応力が支配的であり，温度応力+レベル1地震動の配筋でレベル2地震動作用時の照査値を満足することが確認された。
- ② 底版の鉄筋量は異常時（高水位）で決まっており，その他のケースにおいては最小鉄筋量で照査値を満足している。

4.4.2. LNG 地下タンク躯体の要因別合理化効果

- ① 9,12号地下タンクにおいては，従来の地下タンクに比較して，鉄筋量が55%程度となり，大幅な削減ができた。

4.4.3. LNG 地下タンクの技術開発と建設コストの推移

- ① 様々なコストアップ要因があったものの，数多くの技術開発等により建設コストは低減し，従来の地下タンクに比較して，建設コストは64%となった。

4.4.4. 底版-躯体剛結部の施工合理化

- ① 地下タンクは最終破壊に至るまでに変形性能や耐荷性能にかなりの余裕があり，また，剛結部が破壊の起点とならないことが確認されたことから，底版と躯体を一体化施工することで施工の合理化を図ることが可能となり，工程が縮減できた。

5. 結 論

本章では，研究成果の全体をとりまとめる．

最初に，熱・水・力学応答連成解析が可能な DuCOM-COM3 を用いて明らかとなった 100 年間にわたる LNG 地下タンクの挙動と温度応力によって変化する躯体の剛性について整理する (5.1 節)．

次いで，レベル 2 地震動に対してひずみによる損傷指標と限界値を設定し，3 次元動的非線形解析 COM3 による耐震性能照査結果を述べる．また，想定を上回るような地震動に対して，LNG 地下タンクが保有する性能を述べる (5.2 節)．

更に，一連の検討結果から，LNG タンクの鉄筋量と建設コストの推移について取りまとめるとともに (5.3 節)，今後の合理化の方向性と留意事項を示す (5.4 節)．

最後に，本研究の意義と成果を総括する (5.5 節)．

5.1. DuCOM-COM3 で明らかとなった LNG 地下タンク躯体の 100 年間の挙動と剛性低下

水和反応-空隙構造形成-水分移動の三者の数理モデルを連結させた熱力学連成解析システム (DuCOM) と、ひび割れ発生や鉄筋降伏から破壊へと至る構造挙動を評価する材料非線形構造応答解析システム (COM3) を並列連動させ、逐次情報を共有しながら事象を追跡し、LNG 地下タンク躯体の 100 年間にわたる挙動を評価するとともに、LNG の冷熱によって発生する温度応力で変化する躯体の剛性について評価を行った。

躯体構築時の経時変化については、コンクリートの硬化過程で発生する温度履歴を十分な精度で再現が可能であり、躯体の圧縮強度についても適切に評価が可能であった。

また、躯体完成後に LNG を封入して定常状態に至るまでの経時変化を確認したところ、躯体表層には微細なひび割れが生じているものの、内部ではひずみがほとんど生じておらず、断面を貫通するような過大なひび割れが発生していないことが確認された。この状態は 100 年後の躯体でも大きな変化は認められず、躯体表層のひび割れが若干進展する程度に留まっている。これは、地中構造物であることに加えて、凍結による水分移動が阻害され、長期材齢時まで躯体内部の相対湿度が比較的高い状態に保たれていることが要因と考えられる。なお、従来は常時の状態でも躯体の止水性能は、LNG の冷熱による凍結止水に期待していたものの、今回の結果から、常時の状態では躯体のみで十分な止水性能を担保できていることが分かった。

更に、躯体の断面剛性については、従来からの考え方と大きな乖離はなく、温度応力による断面剛性の低下は、初期剛性の 1/2 とすれば合理的な設計が可能であることが改めて確認された。一方で、従来は十分に安全側のものとして設定されていた剛性低下率であるが、躯体に作用する荷重状態によっては、留意する必要があることも分かった。

なお、従来は断面剛性の低下がひび割れ発生によるものと考えられていたが、その影響よりもクリープによる低下の方が支配的であることが明らかとなった。

5.2. ひずみ照査に用いる損傷指標と限界値の設定と COM3 による耐震性能評価結果

ひずみ照査に用いる損傷指標と限界値を設定した上で、レベル 2 地震動における耐震性能評価を実施した。また、想定を上回る地震動を作用させることで損傷状態の変化を確認し、LNG 地下タンク躯体の破壊形態や変形性能を把握し、十分な耐荷性能を有していることを確認した。

ひずみ照査に用いる損傷指標と限界値について、コンクリートの圧縮側の評価指標としては、既往の検討結果や LNG 地下式貯槽指針に従い、圧縮強度に対するひずみの 2 倍を採用した。また、引張側の指標として、LNG 地下式貯槽指針においては、鉄筋の平均降伏ひずみの 2 倍を採用しているものの、今回対象とした LNG 地下タンク躯体では、温度分布が大きく異なり凍結領域が狭いことから、躯体の止水性能を間接的に評価できない。そこで止水性能については、別途、非定常熱伝導解析の結果から評価することとし、引張側についてはメンブレンの破断を評価指標とし、限界値にはメンブレンの疲労限界から決まる許容ひずみを設定した。さらに面外せん断破壊に対しては、今回新たに斜め引張破壊、せん断圧縮破壊、躯体厚さ方向の連続性を評価指標として設定した。

COM3 を用いて、LNG 地下タンク躯体のレベル 2 地震動時の挙動を評価した結果、躯体の層間変形角は小さく、最大でも 0.25% 程度であった。また、前述の評価指標を用いて耐荷性能評価を行ったところ、斜め引張破壊についてはせん断補強鉄筋軸方向の最大（引張）ひずみに対して照査値が 0.92、せん断圧縮破壊についてはコンクリートの全要素中の最小主（圧縮）ひずみに対して照査値が 0.50、さらに躯体厚さ方向の膨張ひずみに対して照査値が 0.05 となり、部材レベルでの面外せん断破壊の評価では照査値に相当の余裕があることが確認された。なお、断面力・断面耐力による従来手法の評価では照査値を満足しておらず、動的解析から得られる瞬時の応答に対して、静的な耐力式で評価することは不合理になる可能性があり、ひずみを直接評価する指標を設定したことには意義があると考えている。

さらに、想定以上の地震力が作用する場合の保有性能を評価するために、レベル 2 地震動作用後の躯体モデルに静的水平震度を漸増载荷させ、LNG 地下タンクの破壊形態や変形性能の把握を行った。その結果、LNG 地下タンクの損傷過程は、斜めひび割れの発生、鉛直方向鉄筋の降伏、円周方向鉄筋の降伏、コンクリートの圧縮破壊となった。また、保有性能は、コンクリートの圧縮ひずみを指標とすればレベル 2 地震時の 5.3 倍、層間変形角を指標とすれば 4.6 倍と評価することができ、レベル 2 地震動を上回る荷重が作用しても、直後に脆性的な破壊を起こすことなく、十分な性能を有していることが確認された。

このように設計段階において想定以上の地震力が作用した場合の性能を評価しておくことは、LNG 地下タンクの所有者・管理者にとって、運用中に発生する地震リスク評価を定量的に行うことが出来ることから、事業継続計画（BCP）に役立てることが可能であるとともに、熊本地震のように比較的大きな地震が再来した場合の構造物健全性評価にも活用が可能である。

5.3. 実構造物への適用結果

前述の2章および3章での検討結果を踏まえ、F地点で建設されるLNG地下タンク躯体の鉄筋量を算定した。その結果、躯体の鉄筋量は常時（低水位）、異常時（高水位）、レベル1地震動時で決定されており、従来のようにレベル2地震動に対して鉄筋量を増やす必要がなくなった。これによって鉄筋量は大幅に低減でき、経済性の向上が図られた。

また、30年間の長きにわたり技術開発を行うことによって、鉄筋量の削減を含めたコストダウンが図られており、LNG地下タンクの建設費用は従来の6割強まで低減された。特に、躯体と底版については、高水位時の浮き上がり抵抗重量から躯体厚さが決定されており、連壁-側壁密着構造の採用によって連壁を抵抗重量として考慮したり、連壁頂部に張り出しを設けて盛土を抵抗重量として考慮したりすることで、躯体厚さを大幅に低減した。

さらに、COM3を用いて3次元動的非線形解析を適用することによって、LNG地下タンクの損傷過程と破壊モードを検討し、躯体と底版の結合部分が破壊の起点とならないことを確認した。これにより、従来は相互にずらした重ね継手や機械継手を採用していた箇所に対して、継手位置を同一断面に集中させる方式に改め、底版と躯体の一体化施工を行い、施工の簡略化、工程短縮を図った。

5.4. 合理化の方向性

今回の検討結果から、LNG地下タンクの躯体剛性は、LNGの冷熱等により1/2程度まで低下していることが確認された。一方で、今回検討のLNG地下タンクは連壁および地盤を凍結させておらず躯体の平均温度が比較的高いこと、地下水の復水を異常時として取り扱っており躯体に揚圧力を作用させていないこと等から、地震作用時に躯体の剛性が低下しにくい傾向にある。このため、凍土を積極的に発達させたり、常時に高水位状態にさせたりする地下タンクであれば、剛性の低下を1/2以上低減することも可能であり、合理化の余地が残されている。

また、レベル2地震時の躯体はひび割れが発生する程度であり、鉛直方向鉄筋や円周方向鉄筋は降伏までには至っていない。このことからレベル2地震時においても、LNG地下タンクの損傷状況は軽微であり、かぶりコンクリートが剥離して、せん断補強鉄筋の性能が低下するレベルには至っていない。阪神淡路大震災以降に建設されたF地点7,8号以降のLNG地下タンクでは、せん断補強鉄筋に両端鋭角フックもしくは同等以上の性能を有するフックを採用してきたものの、片側もしくは両側に直角フックを採用しても性能の低下は限定的と考えられる。直角フックを採用することが

可能であれば、施工の合理化によりコスト削減や工程短縮が可能である。

さらに、今回の検討ではレベル 2 地震動で決定されていた鉄筋量を削減し、レベル 1 地震動までの荷重で配筋を決定した。ここで、躯体のせん断補強鉄筋は大部分がレベル 1 地震動で決定されている。一方、レベル 2 地震動時の照査結果からはせん断補強鉄筋にある程度の余裕があること、最終的な破壊形態が面内せん断破壊であること等を踏まえると、100t 程度のせん断補強鉄筋の削減が可能である。

5.5. 本研究の意義と成果

LNG の冷熱により、地下タンク躯体には非常に大きな温度応力が作用しており、この影響により躯体の断面剛性は日々低下している。断面剛性の低下については、既往の評価結果から、一律に 1/2 と設定していたものの、躯体の温度低下量や荷重条件によっても異なっており、これらを適切に評価することが必要であった。そこで、水和反応-空隙構造-水分移動の三者の数値モデルを連結させた熱力学連成解析システム DuCOM とひび割れ発生や鉄筋降伏から破壊へと至る構造挙動を評価する材料非線形構造応答解析システム COM3 を並列作動させ、運用開始から 100 年後までの躯体の剛性低下を詳細に検討し、今回の荷重条件においては、1/2 と設定するのが適当であり、これ以上の剛性低下を期待することは危険側の評価になることを確認した。

この結果を用いて、常時（低水位）、異常時（高水位）、レベル 1 地震動時に抵抗するために必要な配筋を決定し、ひずみ照査によって、レベル 2 地震動時の評価を行った。ひずみ照査においては、前述の COM3 を単体で使用して評価を行った。また、面外せん断破壊に対してのひずみ照査方法が整備されていないことから、斜め引張破壊、せん断圧縮破壊、躯体の厚さ方向の膨張ひずみ等に対して限界値を設定し、面外せん断破壊に対してひずみ照査方法を提案した。これらの結果を用いて LNG 地下タンクのレベル 2 地震動作用事の耐震性能を確認し、レベル 1 地震動までの荷重で決定した配筋で照査値を満足することが可能であり、従来のようにレベル 2 地震動に対して配筋を増加させる必要はなく、耐震性能を有することが確認できた。

さらに、このように設計された地下タンクが、どのような損傷過程で、どのようなモードで破壊するかを確認することによって、想定以上の荷重が作用した場合にも安全性が担保できることを確認した。これらの検討により、より合理的で、より安全性の高い LNG 地下タンクの設計が可能となった。

最後に、施工の合理化を目指して、COM3 の解析結果を用いて、破壊の起点とならないような部位については、継手方法などの見直しを行った。このように数値解析結果を用いて、構造細目に関わる部分についても見直しを行う考え方は、様々な構造物にも応用可能であり、発展性は高いと考えている。

参 考 文 献

- 1) 日本ガス協会：LNG 地下式貯槽指針，1979.3
- 2) 電力中央研究所報告：低温領域で温度勾配を受ける鉄筋コンクリート部材の曲げ剛性とひびわれ性状，昭和 55 年 11 月
- 3) 電力中央研究所報告：鉄筋コンクリート製 LNG 貯蔵用地下タンクのひびわれおよびクリープ解析，昭和 59 年 7 月
- 4) 原田光男：LNG 地下タンクを躯体の耐荷機構と地盤との相互作用を考慮した 3 次元動的非線形 FEM 解析による耐震性能照査，東京大学博士論文，2012.11
- 5) Maekawa, K., Ishida, T. and Kishi, T.: Multi-Scale Modeling of Structural, Taylor and Francis, 2008.
- 6) Maekawa, K., Chaube, R. and Kishi, T.: Modelling of Concrete Performance Hydration, Microstructure Formation and Transport, E & FN Spon, 1999.
- 7) Maekawa, K., Ishida, T. and Kishi, T.: Multi-scale modeling of concrete performance – integrated material and structural mechanics, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 1, No. 2, pp. 91-126, 2003.
- 8) Maekawa, K., Okamura, H. and Pimanmas, A.: Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete, Spon Press, 2003.
- 9) 岡村甫，前川宏一：鉄筋コンクリートの非線形解析と構成則，技報堂出版，1991.5
- 10) 土木学会：コンクリートライブラリー98・LNG 地下タンク躯体の構造性能照査指針，1999.12
- 11) 宮本幸始：LNG 地下タンク鉄筋コンクリート構造設計合理化の研究・限界状態設計法による合理化の実現，東京大学博士論文，1995.6
- 12) 渡辺伸和，遠藤秀彰，安雪暉，中野正文，青木浩之：非線形解析の LNG 地下タンク構造性能照査への適用，土木学会論文集 No.742/VI-60pp.87-100，2003.9
- 13) 中野正文：技術展望・LNG 地下タンク建設技術の変遷と最近の技術開発，土木学会論文集 No.679/VI-51，pp.1-20，2001.6
- 14) 高橋智彦，山邊洋之，浜野旭，鈴木良亮：剛結合形式 LNG 地下タンクの底版の設計，土木学会第 71 回年次学術講演会講演概要集，V-643，pp. 1285-1286，2016.9
- 15) 高坂理紗，高橋智彦，鈴木良亮，三浦邦秋：連続地中壁内に側部ヒーターを有する LNG 地下タンクの設計と施工，土木学会第 71 回年次学術講演会講演概要集，V-641，pp. 1281-1282，2016.9
- 16) 鈴木良亮，安田勝俊，松浦忠孝，仁井田将人：LNG 地下式貯槽底版コンクリートへの普通ポルトランドセメント採用における温度ひび割れ検討，コンクリート工学年次論集，Vol. 39, No. 1, pp. 1357-1362, 2017.

- 17) 荒井亜希, 鈴木良亮, 高橋智彦: 富津火力発電所 9・12 号 LNG 地下式貯槽の基本設計概要, 電力土木, No. 380, pp. 32-35, 電力土木技術協会, 2015.11
- 18) 米田大樹, 石田哲也, 前川宏一, Gebreyouhannes, E., 三島徹也: コンクリートの微視的損傷および細孔内水分状態に着目した準微細ひび割れモデル, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 71, No. 3, pp. 263-282, 2015.
- 19) Maruyama, I., Teramoto, A. and Igarashi, G.: Strain and thermal expansion coefficients of various cement pastes during hydration at early ages, Materials and Structures, Vol. 47, No. 1-2, pp. 27-37, 2013.
- 20) 土木学会: 2017 年制定 コンクリート標準示方書 [設計編], 2018.
- 21) 山邊洋之, 高橋智彦, 山本平, 山梨達哉: 地盤〜タンク連成 3 次元 RC 非線形動的解析を用いた LNG 地下タンクの耐震設計その (2) 〜レベル 2 地震止水性能評価〜, 土木学会第 71 回年次学術講演会講演概要集, I-488, pp. 975-976, 2016.9
- 22) 斉藤成彦, 牧剛史, 土屋智史, 渡邊忠朋: 非線形有限要素解析による RC はり部材の損傷評価, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 67, No. 2, pp. 166-180, 2011.
- 23) 福浦尚之, 前川宏一: 非線形支配ひび割れ面の 3 次元同定と空間平均化構成則の高度化, 土木学会論文集, 65(1), pp.118-137, 2009
- 24) Matsu'ura,M., Iwasaki,T., Suzuki,Y. & Sato,R.: Statical and dynamical study on the faulting mechanism of the 1923 Kanto earthquake, J.Phys.Earth, 28, pp.119-143, 1980
- 25) 例えば, 朝倉書店: 地震の辞典, 2001.7
- 26) 安中正, 山崎文雄, 片平冬樹: 気象庁 87 型強震計記録を用いた最大地震および応答スペクトル推定式の提案, 第 24 回地震工学研究発表講演論文集, pp.161-164, 1997.
- 27) 原田光男, 鬼東俊一, 山谷敦, 松尾豊史: 地震時における LNG 地下タンク躯体の耐荷構造, 土木学会論文集, A1, Vol.67, No.3, 517-529, 2011
- 28) 原田光男, 茂木寛之, 権守英樹, 山谷敦: 地盤との相互作用を考慮した 3 次元非線形 FEM 解析による LNG 地下タンク躯体の耐震性能照査, 土木学会論文集, A1, Vol.67, No.3, 565-582, 2011
- 29) 中野正文, 川村佳則, 常見昌朗, 山本平: 地下タンクの耐震性能照査・凍結止水性判定方法に対する一提案-, 土木学会第 56 回年次学術講演会, I-B023, 416-417, 2001
- 30) 宮川義範, 永田聖二, 松村卓郎: せん断補強鉄筋の無い鉄筋コンクリート部材の横膨張と残留耐力の関係, 土木学会論文集 E2, Vol.70, No.4, 402-416, 2014
- 31) 谷口惺, 五十嵐晃, 木田秀人: 漸増動的解析 (IDA) に基づく長大橋の耐震性能評価, 土木学会論文集, A1, Vol.70, No.4, 323-333, 2014
- 32) 高坂理沙, 高橋智彦, 山田大章, 山梨達哉: LNG 地下式貯槽の剛結構造に関する設計と施工, コンクリート工学, Vol.55, No.2, 154-160, 2017.2

謝 辞

この論文は、次の先生に審査していただきました。

主査：石田 哲也	東京大学	大学院工学系研究科	社会基盤学専攻	教授
副査：前川 宏一	横浜国立大学	大学院都市イノベーション研究院		
		都市イノベーション部門		教授
岸 利治	東京大学	生産技術研究所		教授
牧 剛史	埼玉大学	理工学研究科	環境科学・社会基盤部門	教授
渡邊 健治	東京大学	大学院工学系研究科	社会基盤学専攻	准教授

この論文を取りまとめるにあたり、石田先生には大変お世話になりました。先生には、大規模かつ非常に大きな温度応力が作用する LNG 地下タンクに初めて DuCOM-COM3 を適用するにあたり、使用方法や結果の解釈などについて様々なご助言・ご指導をいただき、温度による剛性低下を解析的に評価することができました。心から御礼申し上げます。ありがとうございました。

また、前川先生にはレベル 2 地震のような大規模地震作用時における躯体のひずみによる面外せん断の評価方法と適用性について、丁寧にご指導をいただきました。深く感謝いたします。

さらに、お忙しい中、論文を査読していただいた前川先生、岸先生、牧先生、渡邊先生に深くお礼申し上げます。論点の整理、適用の範囲、各章における技術事項などについて、ご意見・ご指導をいただきました。

この論文の骨子の一つである、「温度による躯体の剛性低下の評価」においては、コムスエンジニアリングの土屋智史氏、米津 薫氏に解析モデルの構築、解析の実施、結果の整理・分析などについて、全面的に協力をいただきました。細かな指摘にも真摯に対応してくださったこと感謝いたします。

もう一つの骨子である、「ひずみによる面外せん断の照査と躯体の損傷モードと保有性能の評価」においては、大成建設の山本 平氏、仁井田将人氏をはじめとした土木設計部 特殊構造設計室の方に尽力していただきました。また、大成建設の多くの技術陣・協力会社の方々の英知と努力によって、9,12 号タンクは無事完成しました。過去のタンクにおいては、設計段階で想定した温度分布とならず、ヒーター設備の運転温度を調

整したものもありますが、過去の教訓を反映し設計・施工していただいたおかげで、当該タンクは設計想定通りの運転状態を安定的に維持しております。ありがとうございました。

これら一連の成果は、コムスエンジニアリングと大成建設の皆さんのご協力があったて生まれたものであることを記して謝意を表します。

この論文は東京電力 宮本幸始氏の「LNG 地下タンク鉄筋コンクリート構造設計合理化研究・限界状態設計法による合理化の実現」と東京電力 原田光男氏の「LNG 地下タンク躯体の耐荷機構と地盤との相互作用を考慮した 3 次元動的非線形 FEM 解析による耐震性能照査」を引き継ぐもので、お二人の提示した設計合理化の着眼点を踏まえ、新設構造物へ適用するための設計手法を私なりに取りまとめたもので、東京電力が長年にわたり検討してきた LNG 地下タンクの合理化について、集大成ができたものと考えております。宮本氏、原田氏の功績を称えると共に、ご指導・ご鞭撻に深く感謝いたします。

また、私が四半世紀にわたって携わってきた、7,8 号タンクの建設、10,11 号タンク的设计・建設、9,12 号タンク的设计・建設、そして地下タンクの運転・保守において、東京電力 野本高憲氏（現東電設計）、鬼束俊一氏、権守英樹氏には、長年にわたりご指導いただくとともに、論文執筆において叱咤激励をいただきました。心より感謝しております。

最後に、9,12 号タンクの建設現場において、私の目の届かない所まできめ細かくフォローしてくださった東京電力 小川直司氏（現東京パワーテクノロジー）、至らぬ私と共に現場を進めてくれた東京電力 松浦忠孝氏、庄司和永氏、荒井亜希氏、山邊洋之氏、山田理紗氏（旧姓高坂）、安田勝俊氏、青木健一郎氏、東設土木コンサルタント 道川貴成氏にお礼申し上げます。ありがとうございました。

2020 年 8 月



付 録

- 付録A 石灰石骨材を用いたコンクリートの熱膨張係数
- 付録B レベル2地震動における鉛直方向の目標スペクトル
- 付録C レベル2地震時の躯体止水性能評価
- 付録D 施工状況写真

付録A 石灰石骨材を用いたコンクリートの熱膨張係数

F地点周辺のレディーミクストコンクリート工場は、粗骨材に石灰石を採用しており、石灰石骨材の熱膨張係数は、他の岩種に比較して小さいことから、コンクリートの熱膨張係数も小さくなるものと推定される。そこで実験により、使用するコンクリートの熱膨張係数を室内試験により確認した。

熱膨張係数測定士兼では、**図-A1**に示すように中心部にひずみ計を設置したΦ10×20cmの試験体を封緘養生した後に、恒温機内で**図-A2**に示す温度履歴（温度上昇・下降を3サイクル）を与えて温度ひずみを計測した。また、セメントメーカーおよび骨材産地による影響を考慮して、試験ケースを設定した。

熱膨張係数は、各サイクルでの温度ひずみを温度変化量で除すことで算定した。なお、同一ケース内でのばらつきも把握するため、各ケース3本の供試体について試験を行ったものの、供試体およびサイクル間の結果に大きなばらつきは認められなかった。**表-A1**に試験ケース別に求めた熱膨張係数の平均値を示す。その値は $5.98\sim 6.79\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ となり、標準値($10\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)よりも小さく、また、セメントメーカーおよび骨材産地の違いによる大きな差は認められなかった。



図-A1 熱膨張係数測定試験状況

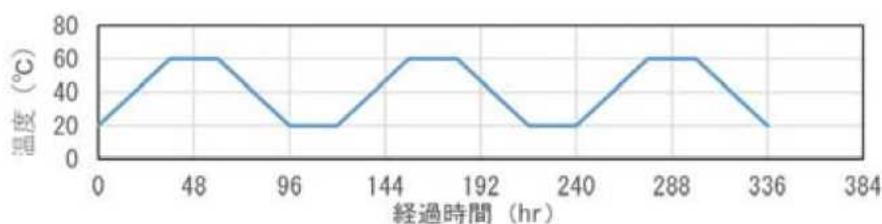


図-A2 試験における温度履歴

表-A1 熱膨張係数測定結果

セメント	コンクリート工場	セメントメーカー	骨材産地	熱膨張係数 ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
N	A 社	a	北海道	6.77
	B 社	a	高知県	6.12
M	B 社	a	高知県	5.98
	C 社	b	北海道	6.79
L	B 社	a	高知県	6.45
	C 社	b	北海道	6.74

付録B レベル2地震動における鉛直方向の目標スペクトル

F 地点におけるレベル2地震動時の鉛直方向の目標スペクトルについては、鉛直動と水平動の加速度応答スペクトル比に基づいて設定した。

鉛直動の特性については、Fujii et al.^{B1)}で検討されており、表層地盤による鉛直動の増幅特性がP波鉛直入射により再現できることを示している。鉛直動と水平動の最大加速度比の分布の検討結果を図-B1に示す。硬質地盤（S波速度700m/s程度）が表層にあるサイトMでは比の平均が0.65、またサイトA～Eでは、地表の平均が0.41であるのに対し、工学的基盤では比の平均が0.55と大きくなるが示されている。

また、東京電力が保有するダムでの計測記録を用いて鉛直動と水平動の関係を整理したものを図-B2に示す。ダムのS波速度400m/sの地点の比は0.5程度であるが、S波速度が1,000m/s以上の地点の比は0.8程度以上である。

さらに、KiK-netの地中記録を整理したものを図-B3に示す。ここでもダムと同様にS波速度400m/s程度では0.5程度、S波速度600m/s程度では0.6～0.7程度となっている。

以上を踏まえ、工学的基盤面のS波速度が500m/s程度のF地点においては、鉛直動と水平動の比を0.6とすることとした。

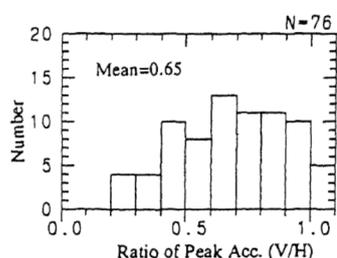


Fig.11 Histogram of the ratios of vertical to horizontal peak accelerations at M.

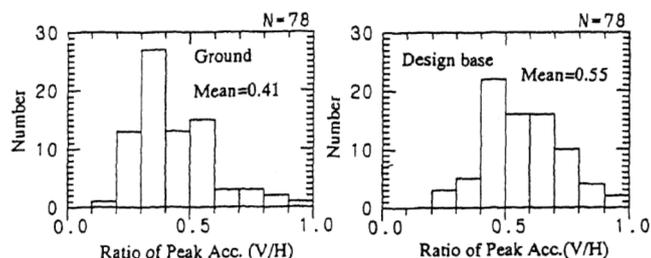


Fig.12 Histogram of the ratios of vertical to horizontal peak accelerations at the ground (left) and the design base (right) for the sites A to E.

図-B1 Fujii et al.による鉛直動と水平動の最大加速度比の分布

B1)Fujii,N., T.Annaka, H.Ohki, M.Fujitani and N.Yasuda : A study on the characteristics of Seismic Vertical Motion, Tenth World Conference on Earthquake Engineering, 577～582, July 1992

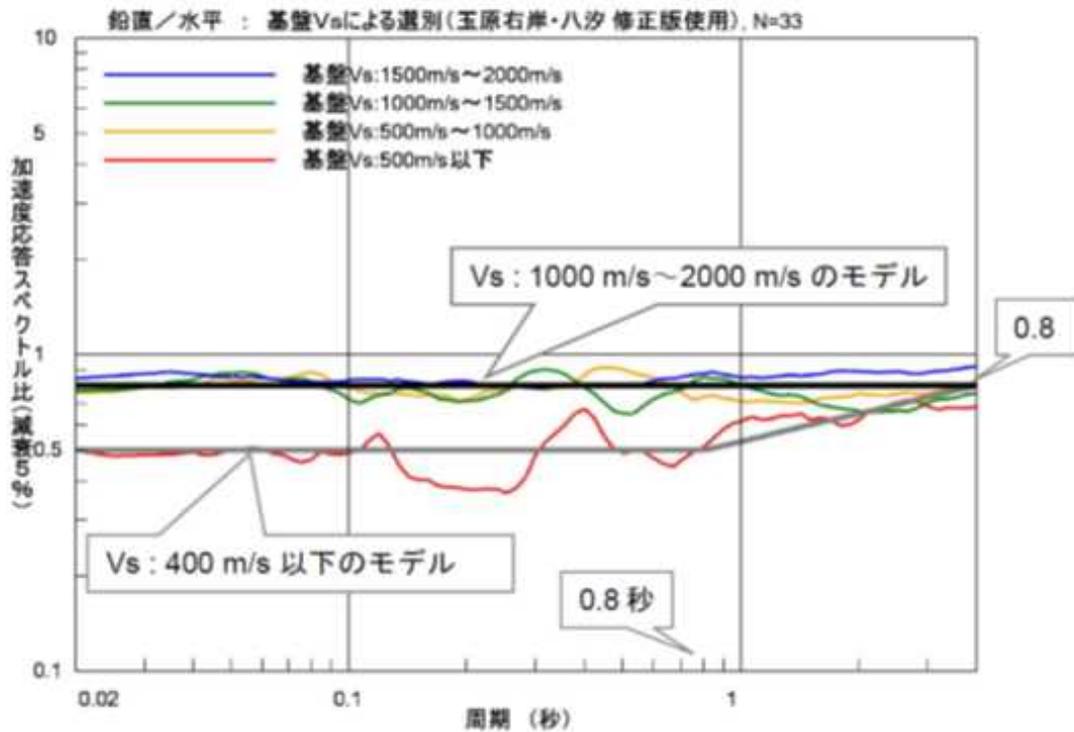


図-B2 ダム地点の基盤S波速度毎に幾何平均した応答スペクトル比

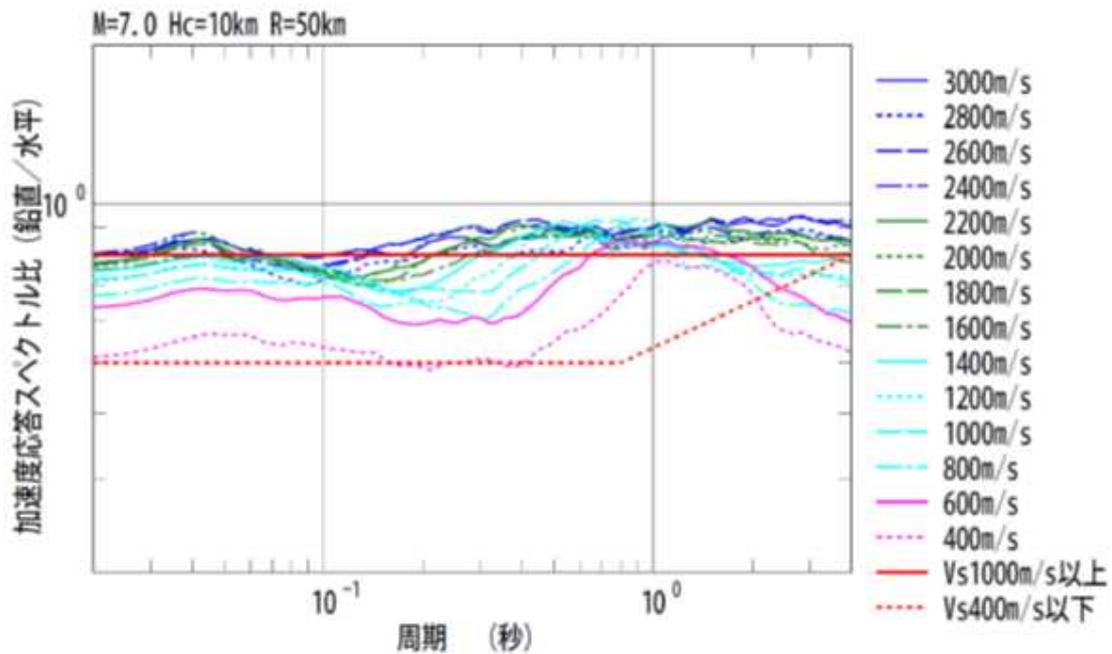


図-B3 KiK-net 地中記録の回帰結果による観測点別の応答スペクトル比を
基盤S波速度別に平均した結果

付録 C レベル 2 地震時の躯体止水性能評価

LNG 地下タンクのレベル 2 地震時の止水性能は, LNG 地下式貯槽指針では表-C1 のとおり規定されている. 今回対象とした地下タンクでは引張ひずみが 3,400 μ 程度以下となり, 限界値を満足していることを確認している.

一方, 当該タンクは連壁-躯体間に配置された導水材が凍結しないように躯体外表面で 0°C 以上を保持しており, また底版に作用する温度応力を低減する観点から底部ヒーターをより上側に配置している. このため, 従来の LNG 地下タンクより躯体温度が比較的高く, 凍結領域が狭くなっており, 躯体の止水性能を引張ひずみで間接的に評価することは妥当ではない. そこで止水性能を残留応力もしくは残留ひび割れ幅から直接評価することとした.

当該タンクは通常時, 底版下面に水位を維持することとしている. したがって止水性能の評価は, レベル 2 地震後に電源喪失等により揚水ポンプが停止・自然地下水位まで復水したケースとし, 「残留圧縮領域の確保」もしくは「凍結止水の可否」により行う. 図-C1 にフローを, 以下に手順を詳述する.

- 1) **残留圧縮領域の確保**: 躯体残留種応力分布から, 部材内に残留する主応力が 0 以下 (圧縮側) となる範囲を算定する. 残留圧縮領域が存在する箇所は, 従来と同様に止水性が確保されていると評価する.
- 2) **凍結止水の可否**: 地下水位以深で残留圧縮領域が確保されない範囲は, 凍結止水の可否を検討する.
 - ① 最大残留ひずみ ε_{max} と曲げひび割れ間隔 Δl よりコンクリートの残留ひび割れ幅 $\omega_c (= \varepsilon_{max} \times \Delta l)$ を算定する. 本検討では, 安全側に躯体内・外表面の残留ひび割れ幅のうち大きい方を貫通ひび割れ幅 ε_{max} とし, 寺山ら^{C1)}の提案式を用いてひび割れ面での浸透水の流速 V および躯体通過時間 $T (= t/V, t: 部材厚さ)$ を求める.
 - ② 図-C2 に示すモデルを用いて, 非定常熱伝導解析を行う. ここでは, ひび割れ部の浸透水をモデル化するための水要素とコンクリート要素が節点共有しないよう, ひび割れ直交方向のみに熱を伝えるインターフェース要素を配した. また, 熱物性は常見ら C2) を参考に設定した.
 - ③ T 秒後の温度分布より凍結止水の可否を判定することとし, 水要素温度が判定位置で 0°C 以下の場合, 凍結止水可能と判断する. 今回は親等水の移動をモデル化していないため, 判定位置は躯体内面境界ではなく, 躯体の中間位置とする. これは, 実際の浸透水が躯体内を移動する T 秒間に受ける冷熱量とモデル上で静止した水要素が受ける冷熱量とが等しいとした位置である.

表-C1 レベル2 地震時の止水性能に対する規定

性能設定	目標性能	評価項目・限界値
止水性能	地震後に周辺地下水が躯体に浸透しても、メンブレンおよび保冷の目標性能を損なわない	コンクリートの引張ひずみ 鉄筋の平均降伏ひずみの2倍

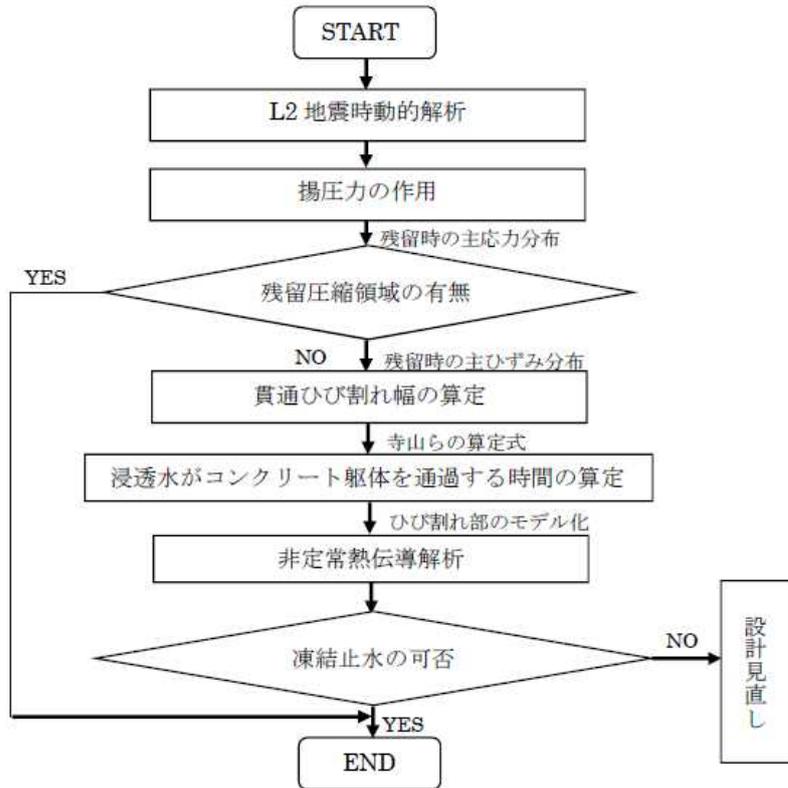


図-C1 検討フロー

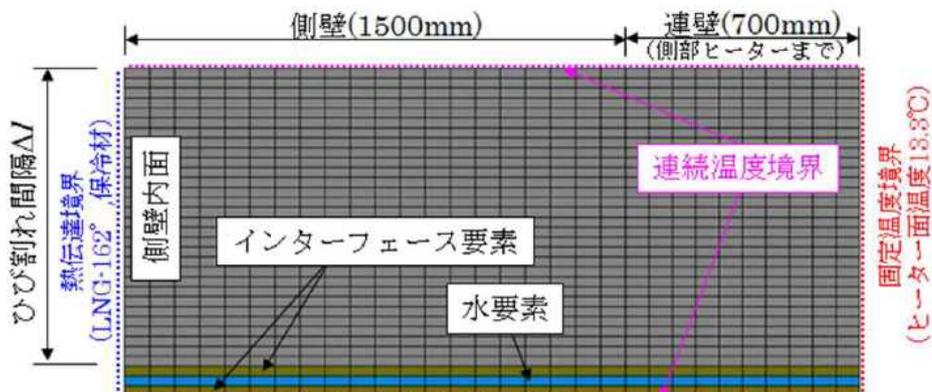


図-C2 非定常熱伝導解析モデル図（躯体側）

図-C3 に躯体残留応力分布を示す。底版は満液時・空液時とも復水に伴う揚圧力により、中心から $R=26.5\text{m}$ までの範囲に残留圧縮領域が存在しており、この部分は止水性が確保されていると評価できる。躯体は、満液時・空液時に円周方向全集に渡り、圧縮領域は存在しない。このため、底版の $R=26.5\text{m}$ より外側および躯体は凍結止水による止水性判定を行う。

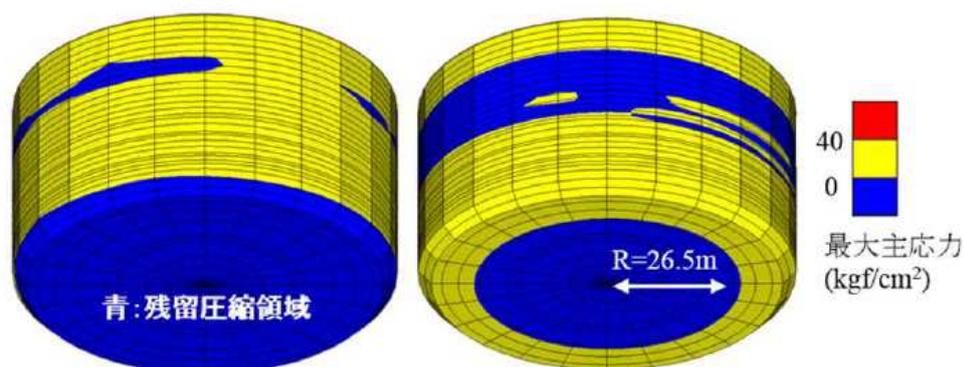


図-C3 躯体主応力分布図（左：満液時，右：空液時）

浸透水の躯体通過時間 T と躯体の貫通ひび割れ幅 ε_{max} の算定結果を図-C4 に示す。地下水位以深の最大貫通ひび割れ幅は躯体で 0.54mm 、底版で 0.51mm となる。また、非定常熱伝導解析の一例として、躯体下端部 ($\varepsilon_{max}=0.54\text{mm}$, $t=5.5$ 秒) における結果を図-C5 に示す。判定位置の水要素は 0°C 以下となっており、凍結止水が可能と判定できる。

上記方法でひび割れ幅を順次変更し、躯体および底版の凍結止水が可能限界ひび割れ幅を算定した。その結果、限界値は躯体および底版とも 0.60mm となり、最大貫通ひび割れ幅を上回ることが確認され、凍結止水は可能と判定した。

なお、今回は安全側の評価として、躯体内・外側面の残留ひび割れ幅のうち大きい方を貫通ひび割れ幅としている。今後は、ひび割れ内の浸透水移動を適切に模擬し、ひび割れ内の流速と躯体内面到達時間を精度良く算定できれば、凍結止水評価方法の精度向上が図れる。

C1) 寺山徹，大塚敬三，大友健：プレストレスによるひび割れ幅の低減効果，土木学会年時学術講演会概要集，vol.43,pp.296-276,1988.10

C2) 中野正文，川村佳則，常見昌朗，山本平：地下タンクの耐震性能照査-凍結止水判定方法に対する一提案-，土木学会年時学術講演会概要集，vol.56,pp.46-47,2001.10

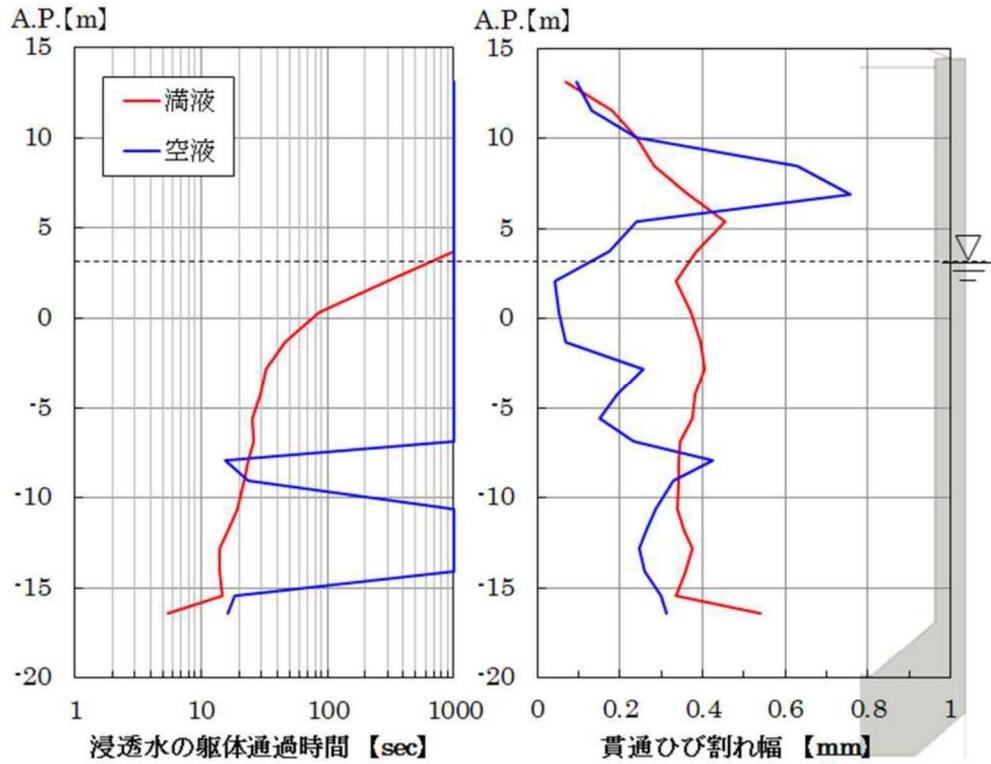


図-C4 浸透水の躯体通過時間とひび割れ幅（躯体）

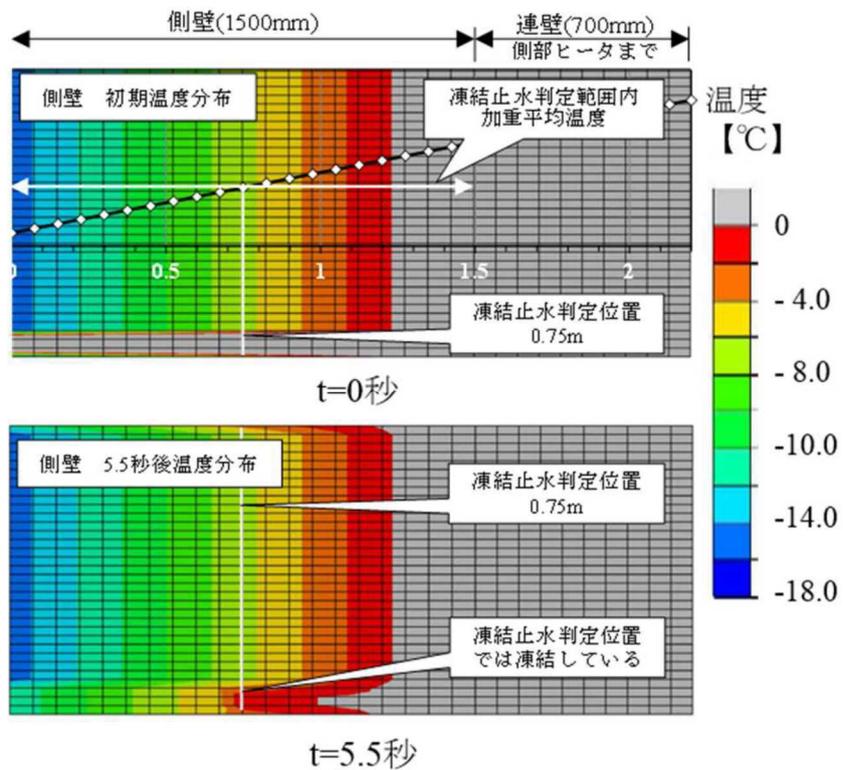


図-C5 非定常熱伝導解析結果（躯体）

付録 D 施工状況写真



図-D1 地盤改良工事（サンドコンパクションパイル工法・砂杭貫入中）

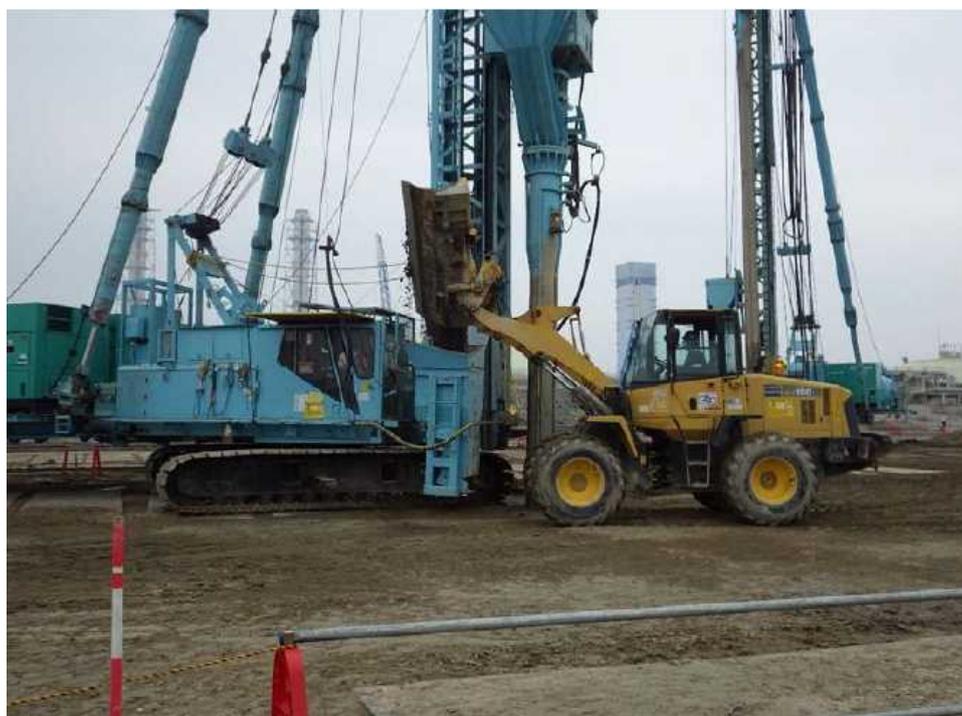


図-D2 地盤改良工事（サンドコンパクションパイル工法・砂補給）



図-D3 連続地中壁工事（カッティングジョイント工法・掘削機）



図-D4 連続地中壁工事（鉄筋かご建て込み状況）



図-D5 連続地中壁工事（コンクリート打設）



図-D6 連続地中壁工事（頭部コンクリート構築）



图-D7 内部掘削工事（一次掘削）



图-D8 内部掘削工事（二次掘削）



図-D9 内部掘削工事（せん断伝達機構部清掃）



図-D10 内部掘削工事（床付け）



图-D11 底部工事（碎石投入）



图-D12 底部工事（排水碎石層成形）



図-D13 底部工事（防水シート敷設）

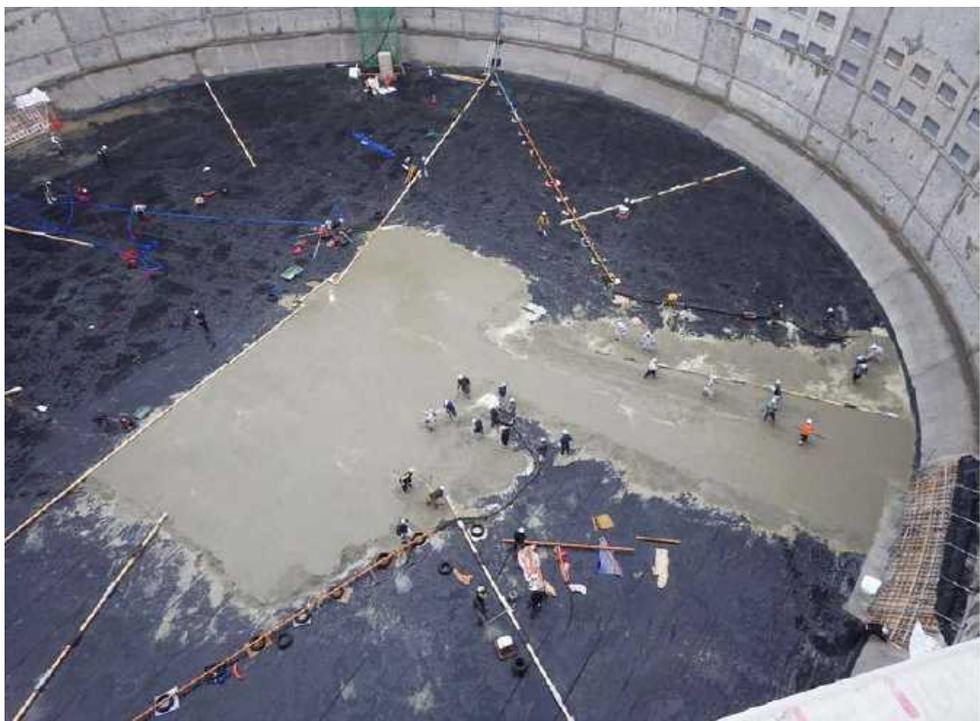


図-D14 底部工事（均しコンクリート打設）



図-D15 底版工事（外周網筋ブロック，陸上組立）



図-D16 底版工事（外周網筋ブロック建て込み状況）



図-D17 底版工事（下筋組立状況）



図-D18 底版工事（底版ブロック架台建て込み状況）



図-D19 底版工事（上筋組立完了，コンクリート打設準備）



図-D20 底版工事（コンクリート打設・仕上げ）



図-D21 底版工事（コンクリート養生・気泡緩衝材敷設）



図-D22 底版工事（コンクリート養生・ブルーシート敷設）



図-D23 躯体工事（1 リフト・鉄筋組立状況）

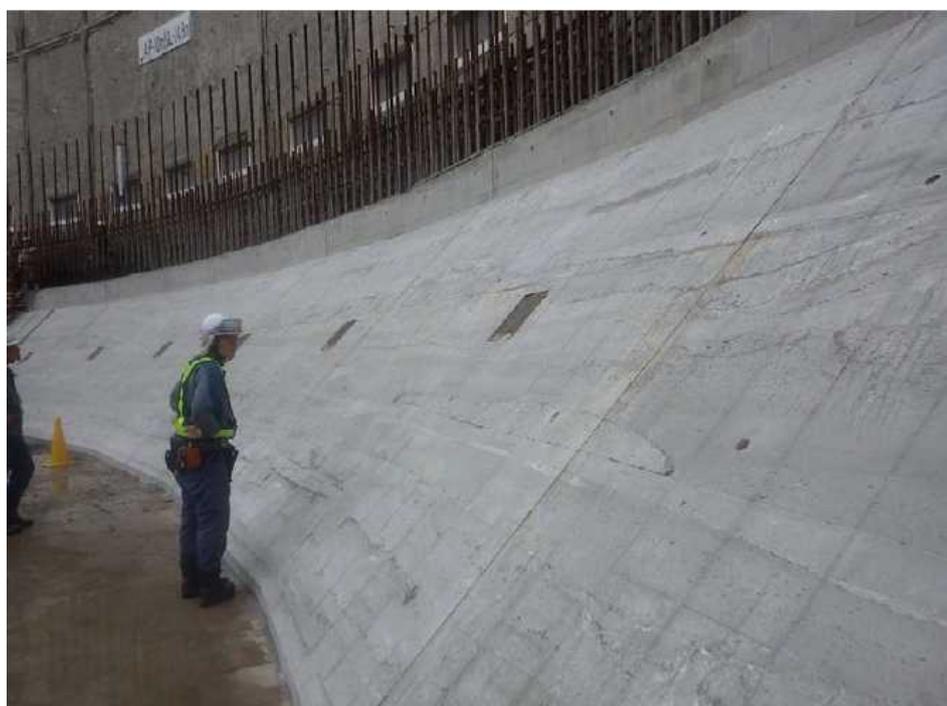


図-D24 躯体工事（1 リフト・コンクリート打設完了）



図-D25 躯体工事（2 リフト・鉄筋建て込み状況）



図-D26 躯体工事（2 リフト・鉄筋組立状況）



図-D27 躯体工事（2 リフト・型枠建て込み状況）

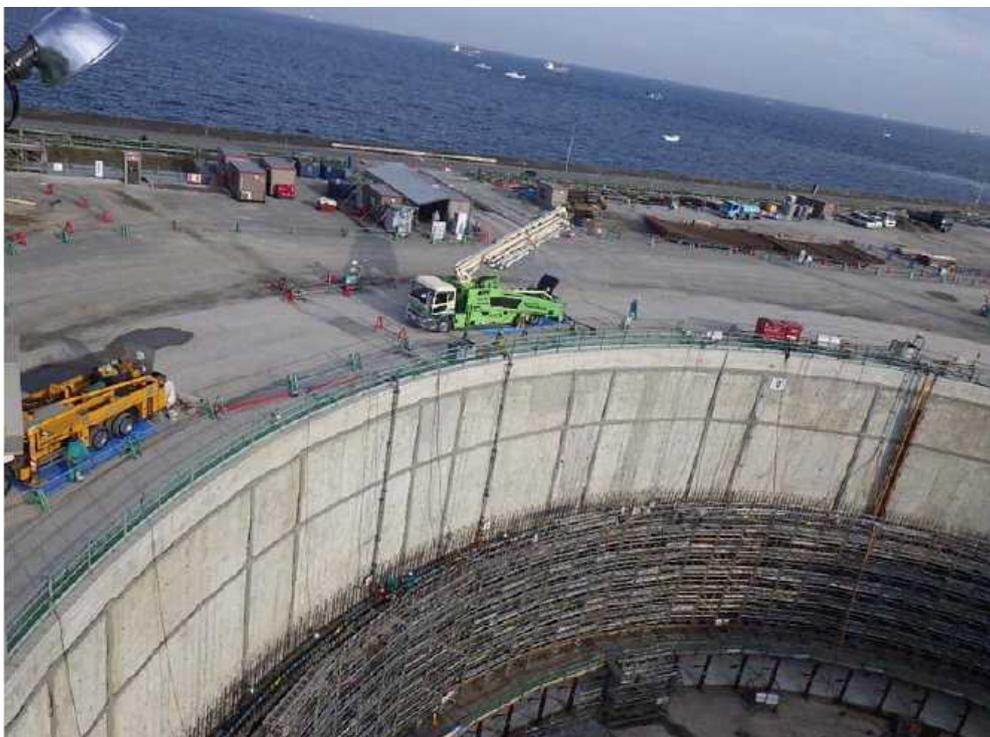


図-D28 躯体工事（2 リフト・コンクリート打設状況）



図-D29 躯体工事 (3 リフト・コンクリート打設状況)



図-D30 盛土工事 (現地発生土・転圧状況)



図-D31 9号タンク完成



図-D32 12号タンク完成