# 倉敷基地 LPG岩盤貯槽の気密試験昇圧に伴う 貯槽内圧・温度の予測解析と実測値 の評価について

# 高木 賢二<sup>1\*</sup>·征矢 雅宏<sup>2</sup>·黒瀬 浩公<sup>3</sup>·前島 俊雄<sup>4</sup>

<sup>1</sup>鹿島建設株式会社 技術研究所 (〒182-0036 東京都調布市飛田給二丁目19-1)
 <sup>2</sup>清水建設株式会社 土木技術本部 地下空間統括部 (〒104-8370 東京都中央区京橋二丁目16-1)
 <sup>3</sup>東電設計株式会社 土木本部 地下環境技術部 (〒135-0062 東京都江東区東雲一丁目7-12)
 <sup>4</sup>(独) 石油天然ガス・金属鉱物資源機構 石油ガス備蓄部 (〒105-0001 東京都港区虎ノ門二丁目10-1)
 \*E-mail: takagik@kajima.com

水封式LPG岩盤貯槽の気密試験では、貯槽内の空気量の変化を昇圧停止後の貯槽空気の温度 などで補正した貯槽内圧力の変化を用いて評価するため、試験中の昇圧や昇圧停止に伴う温度 変化は気密性の評価においてきわめて重要な要素となる。そこで、貯槽内の温度や圧力などの 変化を予測する手法を構築し気密試験シミュレーション手法を開発した。これにより、気密試 験中の温度および圧力変化を予測することが可能になり、圧力、温度など試験の管理目標値の 設定が可能となった.本論文では、熱流体解析モデルによる予測解析手法の開発と予備試験デ ータによる検証、気密試験時の最高圧設定や安定化期間の設定への適用実績について報告する.

Key Words : LPG underground storage, airtightness test, thermal fluid analysis, numerical simulation

## 1. はじめに

岩盤貯槽の気密試験は、試験圧力に達するまで岩盤貯 槽内にコンプレッサーで圧縮空気を送気し、送気停止後 の空気量が漏洩により減少していないことを確認する.

この試験では、貯槽内の空気量を直接計測することは 出来ないため、空気漏洩の指標として貯槽の圧力変化を 用いる.一方、貯槽内の圧力は、貯槽内の温度、底水へ の空気の溶解、貯槽内湧水の排水に伴う底水排水槽内の 水位変化(=気相容積)によって補正が必要となる<sup>1)</sup>.

したがって,計測可能な入力値(圧縮空気の注入量や 貯槽排水量)から,貯槽内圧力と貯槽内温度を正確に予 測できることが,昇圧プロセスの妥当性や試験圧力条件 の確認にとって非常に有用である.

そこで、図-1に示すように、まず熱流体理論から予測 式を導入し、波方基地におけるチャンバー試験結果を基 に予測式の妥当性を検証しパラメータの感度分析を行っ た上で、貯槽を段階的に昇圧する過程(図-2)において、 修正が必要なパラメータを同定し、最終的に予測手法の 妥当性を検証した.



## 2. 気密試験熱流体解析手法

#### (1) 貯槽内熱流体解析モデル

貯槽内の気体の状態は、(1)式の状態方程式から圧力P, 温度T,容積Vと気体の質量mの4つの物理量から決定さ れる.したがって、このうち3つの物理量が決定される メカニズムが明確になれば貯槽内の状態が決まる.

$$PV = mRT \tag{1}$$

貯槽内の容積は、試験開始時の容積と貯槽内圧力により変化する湧水量qwとポンプによる排水量qwpによって決まる.貯槽内の気体の質量は、試験開始時の貯槽内空気量から加圧のためにコンプレッサにより注入される空気量qmと湧水への空気の溶解量mwにより変化する.

貯槽内の気体の温度は、加圧による温度上昇、周辺岩 盤への熱移動、水床への熱移動、コンプレッサにより注 入される空気の内部エネルギーにより変化する.

なお、事前調査から水蒸気に関しては貯槽内でほぼ 100%と飽和状態であると考え飽和水蒸気分圧を貯槽圧 力に考慮したが、貯槽容積の計算では水蒸気収支は考慮 していない.



図-3 貯槽内熱収支モデル

#### (2) 熱流体解析基礎式

上記の解析モデルを定式化すると以下のようになる.

a) 貯槽容積V

$$\frac{dV}{dt}\left(=S_{wbt}\frac{dhwb}{dt}\right)=qw-qwp$$
(2a)

 $qw = a \times P + b \tag{2b}$ 

$$qwp = \begin{cases} qwp0\cdots hwb < hwb1\\ 0\cdots hwb > hwb2 \end{cases}$$
(2C)

ここで、qwは湧水量, a,bは実験定数, hwbは底水排水 槽水位, hwb1はポンプ稼働水位, hwb2は停止水位, Swb は底水排水槽の断面積である.

湧水量qwは貯槽内の圧力によって式(2b)のように変化

し、実験定数a, bは事前の地下水解析により求めた.ポ ンプ排水量は底水排水槽水位hwbにより制御され、ポン プ稼働水位hwb1を超えると排水が開始され、停止水位 hwb2を下回るとポンプが排水が停止する.ここで、底 水排水槽水位hwbの時間変化に底水排水槽の断面積Swb を掛けた値は貯槽容積Vの時間変化と等しくなる.本解 析では水床堰により水床自体の水位は一定だが、排水ポ ンプに接続している底水排水槽の水位のみ変化するとし てモデルを構築している.

#### b) 貯槽内空気量

$$\frac{dm}{dt} = qm - mw \tag{3a}$$

$$nw = \frac{P_{SATP} \cdot V_S}{R \cdot T_{SATP}} = \frac{P \cdot \gamma'}{R \cdot T} \cdot qw$$
(3b)

ここで、*qm*はコンプレッサにより注入される空気量、 *mw*は湧水への空気の溶解量、γ´は空気の実効溶解度で ある. 湧水への空気の溶解量はヘンリーの法則を適用し (3b)式のように求める. 空気の実効溶解度γ´は実測値を 用いる.

# c) 貯槽内空気温度T<sub>0</sub>

$$Cp \frac{d(mT_0)}{dt} = CpT_{in}qm + S\alpha(T_1 - T_0)$$

$$+ S_{wb}\alpha_{wb}(T_{wb} - T_0) + V \frac{dP}{dt}$$
(4a)

$$S\alpha(T_1 - T_0) = -\lambda \frac{\partial T_1}{\partial z}$$
(4b)

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} = a_i \left( \frac{\partial^2 T_i}{\partial z^2} + \frac{1}{z} \frac{\partial T_i}{\partial z} \right)$$
(4c)

$$V_{wb}Cp_{w}\rho_{w}\frac{\partial T_{wb}}{\partial t} = S_{wb}\alpha_{wb}(T_{0} - T_{wb})$$
  
+  $S_{wr}\alpha_{wr}(T_{wr} - T_{wb})$   
+  $Cp_{w}\rho_{w}qw(T_{wb0} - T_{wb})$  (4d)

ここで、*Cp*は空気の比熱、*S*は空洞壁面面積、*S*<sub>ub</sub>は水 床面積、αは空洞空気と空洞壁面の熱伝達率、α<sub>ub</sub>は空洞 空気と水床の熱伝達率、λは岩盤の熱伝導率、a<sub>i</sub>は岩盤 の温度拡散係数、*V*<sub>ub</sub>は水床の体積、*Cp*<sub>w</sub>は水の比熱、ρ<sub>w</sub> は水の比重、*S*<sub>w</sub>rは水床に接する岩盤面積、α<sub>w</sub>は水床と 周辺岩盤の熱伝達率、*T*<sub>wb</sub>は湧水温度である。

周辺岩盤への熱移動量を計算するためには、周辺岩盤 内深部方向の温度分布T<sub>i</sub>が必要であり、(4b)、(4c)式の岩盤 内の熱伝導も同時に計算する必要がある.水床への熱移 動でも水床温度T<sub>wb</sub>が必要であり、(4d)式により水床の底 面、側面岩盤への熱移動、湧出する湧水の内部エネルギ ーにより水床温度の変化を決定する.

#### (3) 計算方法

貯槽容積V(2a)式および貯槽内空気量m(3a)式における

時間微分は陽的に離散化する.貯槽内空気温度T<sub>0</sub>(4a) 式,岩盤壁面温度T<sub>1</sub>(4b)式,岩盤内熱伝導T<sub>i</sub>(4c)式および 水床温度T<sub>nb</sub>(4d)式の時間微分項は陰的に離散化し,空間 微分は中心差分を適用する.

計算ステップは入力パラメータと初期条件を設定し たのち、Δt秒後の次時刻の計算を以下のように行う.

#### a) 貯槽容積 Vの計算

(2a)式により,前時刻の湧水量qwと排水量qwpから計 算を行う.

#### b) 貯槽空気量*m*の計算

(3a)式により,前時刻の注入空気量qmと空気溶解量 mwから計算を行う.

#### c) 温度*T<sub>wb</sub>*, *T*<sub>0</sub>, *T*<sub>1</sub>, *T<sub>i</sub>*の計算

(4a)~(4d)式により,温度( $T_{ub}, T_0, T_1, T_i$ )行列は三重対 角行列となるため,TDMA法(三重対角行列アルゴリズ ム:三重対角行列で記述された式の解を高速に求める解 法、直接法の一種)を用いて計算を行う.

#### d) 圧力Pの計算

(1)式により、次時刻の貯槽温度T<sub>0</sub>と貯槽容積Vから計 算を行う.

#### e) 湧水量*qw*の計算

(2b)式により、計算した圧力Pから計算を行う.

#### f) 湧水への空気溶解量mwの計算

(3b)式により,次時刻の圧力P,貯槽温度T<sub>0</sub>,湧水量qw から計算を行う.

g) 底水排水槽水位hwbt の計算

(2a)式により、貯槽容積の時間変化から計算を行う.

#### h) 排水量*qwp*の計算

(2c)式により,底水排水槽水位hwbtから計算を行う. 計算に必要なデータは,貯槽の形状,岩盤等の熱物 性,湧水の物性値および貯槽温度などの初期条件であ り,時々刻々の計算に必要なデータは貯槽内に注入さ

れる空気量と温度である.

また,排水システムは.底水排水槽の水位により自動的に排水ポンプを運転するシステムを想定していたが,場合により底水排水槽の水位や排水量を直接入力して上記 g), h)のステップを省略して計算を行う場合もあった.

# 3. 予備試験(波方)データによる解析手法の検証

#### (1) 計算条件

波方基地で行ったチャンバー試験<sup>2</sup>の結果を用いて, 本解析手法の計算の精度を検証した.

表-1に計算で使用した入力データを示す.ここで,水 床と周囲岩盤熱伝達率は次のように円管内の乱流熱伝達 の式であるDittus-Boelter式を用いた.

Nu=0.023×0.8Re×0.4Pr	(5a)

- $Re=U \times d/\nu$ (5b)  $Nu=\alpha wr \times d/\lambda w$ (5c)
- ここで,Uは水床流速(=0.01 m/s),dは水床代表長さ

(=15m)、 $\nu$ は水の動粘度(=0.8 mm2/s)、 $\lambda$ wは水の熱伝導率(=0.6 W/mK)、Prは水のプラントル数(=5.85)である.

図-4 に計算に入力したデータを示す.昇圧過程では 図-4 のような注入空気量の時間変化を計算に入力した.

また、本試験では底水排水槽の水位制御方式が不明な ため、底水排水槽の水位を入力して断面積から貯槽容積 を計算した.初期の貯槽空気温度、水床温度、岩盤温度 等は実測値を用い、水床温度の計算のための湧水温度は 図-4のように実測による時間変化値を用いた.

表-1 予備試験(波方)検証計算入力データ

	初期空洞内体積	m	165. 2						
構	水床表面積	m	53. 7						
造	水床容積	m	10. 7						
条	水床に接する岩盤面積	m	60. 1						
件	底水排水槽面積	m	2.0						
	空洞壁面面積	m	124. 3						
初	初期水床温度	°C	21.65	07/11/29 実測データ					
期	初期空洞内温度	°C	21.65	(気室体積平均)					
条	初期壁面温度	°C	21.65	初期空洞温度と同じ					
件	初期岩盤温度	°C	22.0	707/11/29 実測データ					
運	湧水温度	°C	実測値	図-4 参照					
転	底水排水槽水位	m	実測値	図-4 参照					
条	コンプレッサ注入空気温度	°C	23	実測データ平均値					
14	コンプレッサ注入空気量	g秒	実測値	図-4 参照					
	圧力 湧水量係数 : a	mľ/hr /₽₀	-0. 412	実測値から推定					
	圧力-湧水量係数:b	m∛hr	0. 49						
	湧水への空気の溶解度	m'∕m'	0. 183	倉敷実測値から推定					
	底水排水ポンプ流量	mੈ∕h r	-	底水排水槽水位の実測値 を直接入力のため不要					
	空気の比熱	JkgK	717						
物	水の比熱	J/kg/K	4180						
性	水の密度	kg/mឺ	1008	倉敷実測値から推定					
멘	空洞空気一壁面熱伝達率	W/m <sup>2</sup> K	10.0	白伏が茶熱に達から推定					
	空洞空気-水床熱伝達率	W/m <sup>2</sup> K	10. 0	日然外加熱は追かり推定					
	水床-周辺岩盤熱伝達率	W/m <sup>2</sup> K	30.8	円管内流実験式					
	コンクリートの熱伝達率	W/m/K	2.08						
	岩盤の熱伝達率	W/m/K	2.5	倉敷実測値から推定					
	コンクリートの熱拡散率	mm 2/s	0. 816						
	岩盤の熱拡散率	mm 2/s	1. 16						
1	8		注入穴						
1	6								
		n 🖪 1		- 0					
ξĘ.				0.1 Ê					
- M3	2								
Ξ, I									
원 (文	8			····					
ĸ			- 10 M	-0.4 ដែ					
烘	4			<sup></sup>					
	2			0.5					
	₀ <b>└┛┖╌┛└╌┛┖╌┛╟╌┛┖╌┛</b>			-0.6					
<b>⇔</b> 21.	11/19 11/21 11/23 11	/25 11/2	7 11/29	12/1 12/3					
頭	_								
₹21. 勇	5								
21.	4								
11/19 11/21 11/23 11/25 11/27 11/29 12/1 12/3									
	日付(2007年)								

図-4 入力値

(注入空気量,底水排水槽水位,湧水温度;実測値)





図-6 貯槽内圧力の計算値と実測値の比較

## (2) 計算結果

図-5に貯槽内温度と水床の温度の計算値と実測値の比 較を示す.ここで貯槽温度の実測値は複数の測定点に対 して測定範囲を設定しそれらの体積平均値を算出した. 本試験ではほぼ0.1MPaごとに8回加圧し,貯槽内温度は この加圧に伴って0.4℃程度の温度上昇がみられた.貯 槽温度の計算値は±0.01℃程度で実測値をよく再現して いるが,実測値である水位データの変化を過大に評価し ていた.これは水位データの分解能から水位の時間変化 を過大に評価している可能性がある.チャンバー試験は 容積が小さく空気量も小さいため,加圧による温度上昇 の要因が大きく,周辺岩盤や水床への熱移動は比較的小 さいと考えられる.

水床温度は時間変化は定性的に再現しているが試験初 期では最大0.1℃程度計算値が高い.これは、初期の岩 盤温度分布の再現精度が悪く、加圧を繰り返すことで岩 盤内部の計算値の分布が実際の分布に近づいていくため と思われる.したがって、試験の後半から計算値と実測 値は一致していた.

図-6に貯槽内圧力の計算値と実測値の比較を示す.計算は最大で9kPa程度実測値に比べて低かったが,計算期間全体でよく実測値を再現しており,倉敷基地での気密試験の検討には充分な精度があることが確認された.

#### 4. 倉敷基地気密試験への適用

#### (1) 計算条件

表-2に気密試験の計算条件を示す.構造条件および初

期条件は現地での測定をもとに決定した. 圧力と湧水量 係数の初期値は事前の地下水解析から求め,段階昇圧に 伴う実測値を基に,適宜見直しを行うものとした.

貯槽内圧力の実測値は、配管竪坑に設置された圧力導 入管を経て地上部に設置された圧力計で計測されている ため、配管立坑内の温度分布を考慮し鉛直方向の圧力補 正を行っている.貯槽内温度は貯槽内64点の温度計で計 測された値を各点の計測範囲を考慮した体積平均値とし て算出した.

空洞内空気と壁面および水床との熱伝達率は気密試験 当初にパラメータ調整を行い設定した.気密試験に先立 って貯槽圧力,貯槽温度に影響を及ぼすパラメータ検討 を行った結果,物性値および初期条件のパラメータにお いて熱伝達率が最も影響が大きかった.そこで,昇圧過 程の最初の加圧・停止サイクル内での貯槽圧力,貯槽温 度の実測結果からパラメータ調整してフィッティングさ せた.

熱伝達率は壁面近傍の気流に大きく影響するために, 気流性状が大きく変化することが予想される加圧時と停 止時とに分けて,それぞれの状態での熱伝達率を変化さ せて貯槽内温度をフィッティングさせて熱伝達率の値を 設定した.これらの値は加圧時に比べ停止時がかなり小 さい値となっていた.加圧時は貯槽内に流動が生じて周 囲の岩盤や水床との熱伝達が大きくなり,停止時には流 動が極端に抑えられ熱伝達が極めて小さくなるためと考 えられる.

構造条件	初期空洞内体積	m	848, 298	実測値,水床体積除外, 底水排水槽上部加算
	水床表面積	m	32, 385	
	水床容積	m	3, 239	空洞形状寸法
	水床に接する岩盤面積	m	32, 826	
	底水排水槽面積	m″	126.6	
	空洞壁面面積	m	240, 306	
初	初期水床温度	°C	21. 1	2012 年4 日データ
期	初期空洞内温度	°C	20. 7	2012 + 477 7
忽	初期壁面温度	°C	20. 7	初期空洞温度と同じ
*	初期岩盤温度	°C	20. 7	2012 年 4 月データ
т	初期底水排水槽水位	m	+22. 15	実測値
運	湧水温度	°C	21. 1	初期水床温度と同じ
転	コンプレッサ注入空気温度	°C	17.0	チラー制御値
条 件	コンプレッサ注入空気量	g/s	計画注入量	図-9参照
	<u> </u>	m'/hr/Pa	-77.4	実測データから推定
	<u> 圧力ー湧水量係数:b</u>	m/hr	154.4	
	周水への空気の溶解度	m⁄m	0. 183	<u> 肩敷美測値から推定</u> 四10余四
	医水排水ホンノ流量	m/hr	200~120	区-10 参照
	空気の印象	J/kgK	/1/	
	水の比熱	J/kg/K.	4180	中间生
物性値	水の密度	kg/m	1008. 7	美測恒
	空洞空気-壁面熱伝達率	₩/m² K	加圧時:4.2 停止時:1.0	貯槽温度実測値からフィ
	空洞空気ー水床熱伝達率	₩/mឺ K	加圧時: <mark>4.5</mark> 停止時: <mark>0.5</mark>	ッティング
	水床-周辺岩盤熱伝達率	W/m <sup>*</sup> K	30.8	円管内流実験式
	コンクリートの熱伝達率	W/m/K	2.08	プラグコン試験値
	岩盤の熱伝達率	W/m/K	2.5	RC示方書, 岩盤熱物性 委員会資料
	コンクリートの熱拡散率	mm 2/s	0. 816	試験値より換算
	岩盤の熱拡散率	mm 2/s	1. 16	RC 示方書より換算

表-2 倉敷基地気密試験計算条件(最終値)

赤字:段階加圧時の実測値から同定した値

#### (2) 試験最高圧力時での予測値と実測値の比較

気密試験およびその昇圧過程では注入空気量,排水量 を調整して貯槽内圧力および温度を制御したが,調整に よる貯槽内圧力および温度の変化は、本解析モデルのよ うな熱流動のメカニズムに基づいて変化すると考えられ る.したがって,気密試験期間および昇圧過程期間の貯 槽内の圧力,温度の制御のために、本熱流体解析を用い て運転計画の確認を行った.

ここでは、気密試験開始時の最高圧力到達時間とその 後の安定化期間および気密試験期間について検討した例 を報告する.

最高圧力 0.98MPaG に到達する前の 0.8MPaG に昇圧し た 2012/05/28 時点で,最高圧力到達の時刻とその後空気 注入を停止した後の貯槽内圧力と温度を予測した.この 結果を用いて,気密試験を開始するまでに貯槽内の温度 低下が小さくなるまでの安定化期間の確認とその後の気 密試験期間中の圧力低下により所定の圧力 0.96MPaG 以 上に貯槽内圧力が保持されるかを確認した.

図-7 に 2012/05/21 以降の貯槽内圧力の計算値と実測値 を示す. この時点では最高圧力到達時刻は 2012/06/02 22:00 になると考えていたが,実際には図-7 のように 2012/06/04 07:00 頃であった. これは 2012/06/04 前後の 注入空気量や排水量が計画とずれが生じたためである.

図-8 に最高圧力到達以降の貯槽内圧の変化を示す. 加圧停止後 17 日経過しても貯槽内圧力は 0.9773MPaG となり所定の圧力(0.96MPaG)を充分保持できることが確認できた.

図-9に最高圧力到達時の貯槽内温度の予測値と実測値 の変化を示す.計算では2012/06/02の加圧停止直後から 温度低下が始まる.最高圧力到達時刻は2012/06/02 22:00 になると考えていたが、実際の運転が計画とは異なって いたため012/06/04 07:00頃となった.図-10に1日当たり の温度低下量である温度変化率(℃/日)の変化を見る と、加圧停止直後は最大で-0.3℃/日程度の低下が見ら れるが、比較的早期に温度低下は回復され安定期間の目 安である-0.1℃/日まで回復するのに要する日数は約1.5 日程度であり、計画していた安定化期間である3日間は 充分な期間であることが確認された.

#### (3) 計算精度検証

本解析精度を検証するために、昇圧過程から気密試験 に亘る全期間で逐次トレース計算を行った.入力データ として、図-11に示す乾き空気注入量と排水量の実測値 を用いた.試験開始直後は水位に基づく自動運転を行っ ていたため排水量は計算により求めていたが、10日後以 降は排水を手動に切り替えたため、これらのデータに基 づいて排水量を入力値として計算を行った.

計算は気密試験期間中に加圧サイクルに合わせて週に

1~2回程度の間隔でその時点までの注入空気量,および 排水量の実測値と計画値を都度入力して行っていたが,



図-7 最高圧力到達時(加圧停止時)貯槽内圧力予測



図-8 加圧停止後の圧力低下予測











最終的な結果として、図-12 に昇圧開始から気密試験終 了までの全期間の貯槽内圧力と温度の計算値と実測値の 比較を、図-13 に気密試験期間中を拡大した比較を示す.

2012/06/04 10:00 頃に貯槽内圧力は最高圧力に達して, 安定化期間および気密試験へ移行していた.加圧過程, 安定化期間および気密試験の全期間に亘って計算値は実 測をよく再現しており,計算値と実測値の違いは,最大 で圧力 1kPa以下,温度で0.05℃以下であった.

## 5. まとめ

水封式LPG岩盤貯槽の気密試験で必要となる貯槽内温 度や圧力の変化を予測する解析モデルを構築し気密試験 時の貯槽内熱流動を計算する手法を開発した.予備試験 データによる本手法の予測精度を検証して実用上問題な い精度で予測可能なことを確認した.

倉敷基地での気密試験では、事前検討から得られた知 見から昇圧過程を段階的に行うことにより、計算に大き く影響するパラメータ(熱伝達率)を適切に同定するこ とができた.

それによって、昇圧過程から気密試験に亘る全期間に おいて精度良く予測することが可能になり、貯槽内圧力 では1kPa以下、温度では0.05℃以下の精度で現象を再現 することができた.

参考文献

- 前島俊雄、岡崎百合子、金戸辰彦、森孝之、征矢雅彦、 黒瀬浩公:倉敷基地LPG 岩盤貯槽の気密試験方法と試 験結果の評価について、第42回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、2014.(投稿中)
- 2)前島俊雄,下茂道人,宇野晴彦,青木謙治:模擬岩盤空洞 を用いた気密試験,第39回岩盤力学に関するシンポジウム 講演論文集, pp.238-243, 2010.



図-12 貯槽圧力,温度の計算値と実測値の比較 (昇圧開始から気密試験終了までの全期間)



# EVALUATION OF PREDICTION OF PRESSURE AND TEMPERATURE IN STORAGE CAVERN AT COMPRESSION PHASE OF AIR TIGHTNESS TEST IN KURASHIKI LPG UNDERGROUND STORAGE WITH MEASUREMENTS

## Kenji TAKAGI, Masahiro SOYA, Hiroki KUROSE and Toshio MAEJIMA

In the air tightness test in the water seal type LPG underground storage, a change of the quantity of air in the storage cavern is evaluated by a pressure change revised by temperature in the cavern after a compression stop so that changes of pressure and temerature during and after compression are very important for the evaluation of air tightness test. Therefore we developed the simulating methodology for changes of pressure and temperature in the storage cavern. In this paper, we describe the development of the simulation model by thermal fluid analysis, evaluation of the calculation precision by preliminary examination data and the application to the highest pressure setting at the time of the air tightness test.