

## 低温地下タンクの施工方法と熱的諸問題

### CONSTRUCTION METHOD AND VARIOUS THERMAL PROBLEMS FOR UNDERGROUND STORAGE TANK FOR CRYOGENIC LIQUEFIED GAS

秋田好雄\*1・小林昭夫\*2・西川秀樹\*3・柳沢一郎\*4・瀬戸正幸\*5

By Yoshio Akita, Akio Kobayashi, Hideki Nishikawa, Ichiro Yanagisawa and Masayuki Seto

#### 1. 緒 言

著者らは約 10 年前から地下タンクに関する基礎的研究<sup>1),2),3)</sup>を重ねコンポジットセグメントを利用した低温液体貯蔵用地下タンクの研究を行ってきた。そしてこのたび東京豊洲地区に低温 LPG 貯蔵用コンポジットセグメント製地下タンクをウェルポイントとセグメント工法を併用して構築し低温液体プロパン (LPG) を貯蔵し各種の計測を行なった。この実験によって臨海埋立地の悪条件地域でも低温液化ガス貯蔵用地下タンクの建設が可能であることが判明した。

#### 2. 実験の目的

わが国では地下タンクを建設する場所は臨海工業地帯が多いので、土質が悪く、地盤が軟弱で、地下水位が高く、地下の掘削および建設工事が困難である。したがって欧米その他で行なわれている従来の工法を採用すると地下タンクの信頼性が懸念される場合があり、さらに工事は地上タンクより困難で、また作業面積が制限される場合が多い。

本研究の第一の目的はウェルポイントとセグメント工法の併用方法が臨海工業地帯の軟弱地盤で地下タンクを構築する場合に適しているか否か検討することであった。これらの施工法のほかに低温の液体を地下タンクに貯蔵することにより生ずる熱現象による問題すなわち冷却初期の熱応力とタンクの強度、冷却速度と液体の蒸発量、凍結深度、凍結土圧および凍上などがあげられる。著者らはこれまでに熱現象に伴う問題を解明するために、小型模型実験と理論解析を行ってきたが、この理

論解析が LPG 地下タンクにも適用できるか否か検討し、大型低温地下タンクの熱現象を定量的に推定することが第二の目的であった。

なお本実験では短期間に熱現象を把握するために、使用したセグメントに断熱材を取付けずに行なった。

#### 3. コンポジットセグメント製地下タンクの構築

##### (1) 地下タンク構築場所の土質調査

地下タンクの設計、構築に先立ち構築場所の土質調査を行なった。結果は表—1, 表—2, 図—1 に示す。ボーリングはタンク中心について G.L.—8.8 m まで行なったが、土質はシルトで貫入抵抗は 0, 飽和度 100% の軟弱地盤であった。

##### (2) セグメント工法による地下タンクの構築

20 m<sup>3</sup> LPG 地下タンクとこれに用いたコンポジットセグメントを 図—2, 図—3 に示す。コンポジットセグメントの詳細については文献 1) を参照。

構築場所として東京ガス (株) 豊洲工場が選ばれた。豊洲工場の液化プロパン地上タンクより配管により低温 LPG を地下タンクに入れ、気化した LPG は戻り管にて地上タンク頂部に戻し入れる。液は地上タンクと地下タンクの落差にて導くこと、液配管での入熱を少なくするために、地下タンクは地上タンクの至近に設置することが有利と考えられ、その結果地上タンク防液堤外で地上タンクに最も近い位置に地下タンクを設置することにした。地下タンク構築にあたって次の制約と問題点があった。すなわち地上タンクに近いがガス切断、電気溶接等の火気の使用がいっさい禁止されたことと地下タンク構築場所の土質がシルトであり、地下水位が高いため掘削が困難であったことである。前者については後述するように防水剤と接着材を使用することし、後者につい

\*1 工博 日本海事協会理事  
\*2 石川島播磨重工業株式会社部長  
\*3 同 次長  
\*4 正会員 同 研究員  
\*5 東京ガス株式会社次長

表-1 土質調査表

所在地		東京都江東区深川豊洲6丁目																			
調査年月日		昭和41年12月28日																			
標高 (m)	深 (m)	層厚 (m)	孔内水位 (m)	土質記号	試料採取深度 (m)	土質名	色	記号	相対密度およびコンシステンシー	D:攪乱試料採集											
										貫入深度 (m)	N 値	10cm毎の打撃回数									
											10	20	30	40	50						
0	0.00	0.15				埋土	暗褐色	瓦礫多量混り													
	0.15	0.40				ローム	褐色														
1	0.55	0.85				瓦礫混りシルト	黒灰色														
2	1.40				D-1	シルト	暗灰色		非常に軟らかい	1.50	0										
3		2.45			D-2					1.80	0										
4		3.85								3.00	0										
5					D-3					3.30	0										
6		4.20				シルト	黒灰色	貝殻極く少量混り	非常に軟らかい	4.50	0										
7					D-4					4.80	0										
8	8.05																				
9	8.80	0.75			D-5	シルト	青灰色	貝殻少量混り	非常に軟らかい	6.50	0										
10										6.80	0										
										8.50	0										
										8.80	0										

表-2 土質試験結果

試料番号	D-1	D-2	D-3	D-4	D-5	
採取深度(m)	1.50~1.90	3.00~3.30	4.50~4.80	6.50~6.80	8.50~8.80	
土質型(現場でみた)	シルト	シルト	シルト	シルト	シルト	
単位体積重量γ (t/m <sup>3</sup> )	1.550	1.620	1.553	1.560	1.685	
土粒子比重Gs	2.731	2.865	2.880	2.840	2.790	
含水比 W(%)	78.3	69.1	83.9	77.4	57.4	
液性限界 W <sub>L</sub> (%)	75.5	70.9	80.5	77.3	62.0	
塑性限界 W <sub>p</sub> (%)	34.6	31.5	35.5	31.7	26.0	
塑性指数 I <sub>p</sub>	40.9	39.4	45.0	45.6	36.0	
粒度分析試験	礫 (%)	20.0	0	0	0.7	0
	砂 (%)	8.0	10.0	7.0	18.9	8.0
	シルト (%)	43.8	56.0	54.8	20.4	48.0
	粘土 (%)	28.2	34.0	38.2	60.0	44.0
粒度分析試験結果より見た粒度上の名称	噴出りシルト質粘土	シルト質粘土	粘土	粘土	粘土	
間隙比 C <sub>v</sub>	2.142	1.998	2.415	2.228	1.606	
飽和度 (%)	99.6	99.2	100.0	98.7	103.0	

試料番号	液性限界 W <sub>L</sub> (%)	塑性限界 W <sub>p</sub> (%)	塑性指数 I <sub>p</sub>	液状性 W <sub>L</sub> (%)	液状性 W <sub>L</sub> (%)	最大粒径 mm	60号篩 mm	高圧試験法による分類
D-1	75.5	34.6	40.9	75.5	34.6	2.00	0.075	噴出りシルト質粘土
D-2	70.9	31.5	39.4	70.9	31.5	0.075	0.075	シルト質粘土
D-3	80.5	35.5	45.0	80.5	35.5	0.075	0.075	粘土
D-4	77.3	31.7	45.6	77.3	31.7	0.075	0.075	粘土
D-5	62.0	26.0	36.0	62.0	26.0	0.075	0.075	粘土

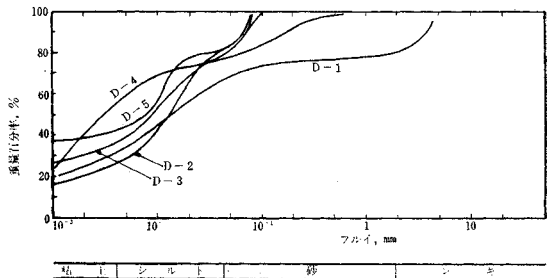


図-1 粒径加積曲線

の排水は釜場からバキュームポンプを用いて直接行なわれた。

b) 上部掘削および第1リング組立

タンクの上面は G.L. -1.0m に位置するため、まず G.L. -1.0m まで掘削し、掘削範囲はタンク中心から半径 2.5m とした。タンク 外径周囲には鏝部コンクリートが施工されるので、捨コンクリートを打設した。次に第1リング部分の掘削が行なわれた。この掘削はタンク外径の範囲のみでよく、掘削された内部に第1段セグメントを据付けた(写真-1 参照)。

c) 鏝部コンクリートの施工

第1段セグメント据付けを完了したら、第1段セグメ

てはウェルポイントにより地下水位を下げた。しかし土質がシルトのため地下水位が十分に下がらず底部の施工は困難であり掘削土の崩壊が著しく、セグメント裏部に空洞が生じたので、裏込めを行なった。以下、地下タンクの構築を施工の順序に従って説明する。

a) ウェルポイントの設置

土質調査の結果、地下水位は G.L. -0.5m と高いため、ウェルポイントにより地下水位を下げることにした。土質がシルトのためウェルポイントの効果が少なく、G.L. -4.5m 近辺までしか低下せず底板の施工時

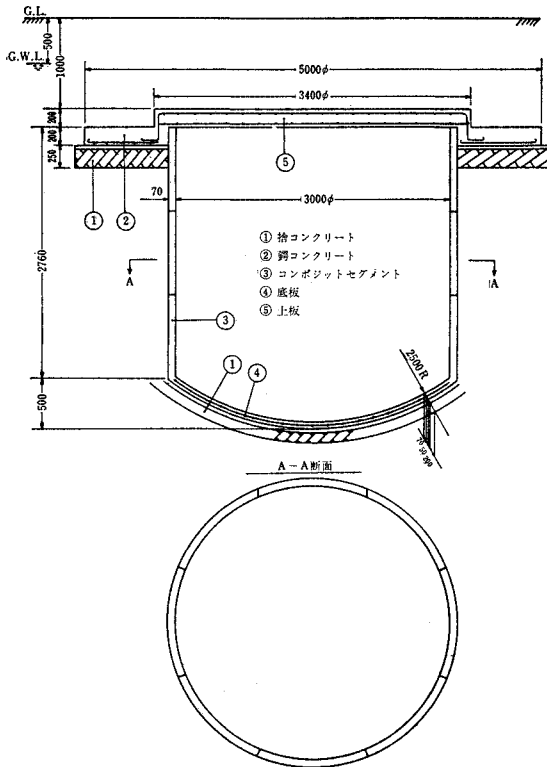


図-2 20 m³ LPG 地下タンク

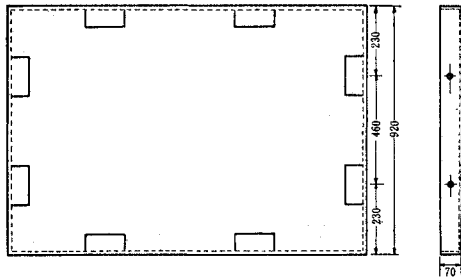


図-3 20 m³ LPG 地下タンクに用いられた  
コンポジットセグメント

ント上部から水平方向に鉄筋を出し、先に施工した捨コンクリート上に配筋し、厚さ 200 mm のコンクリートを打設する。この鏝部コンクリートはセグメント工法による地下タンクの特徴になっている。すなわち第2段以下のセグメントは下部に吊り下げながら据付けるため最下段セグメントが据付けを終るまで、この鏝部コンクリートが全セグメントを吊ることになる。

d) 第2段、第3段セグメントの据付け

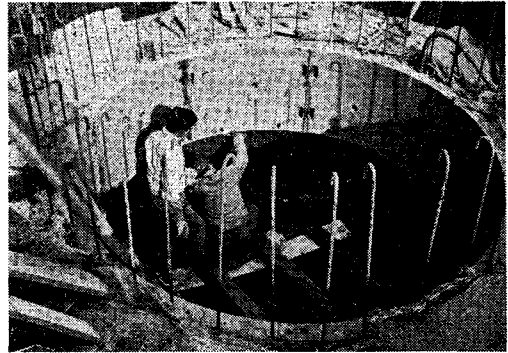


写真-1 第1段目のリングの組立終了時点

鏝部コンクリートの養生後、第2段分の掘削を行ない第1段セグメントの下方に第2段セグメントを防水剤とボルトにより接合してゆく。第3段セグメントも同様。

e) 底版の施工

底版はセグメントを使わず現場にてコンクリートを打設した。掘削部分にあらかじめ工場で製作された鋼板製の底版を入れ、第3段セグメント下部の鋼板をつなぐ。これも防水剤、接着材とボルトを使用した。鋼板を接合したのち配筋とコンクリート打設が行なわれた。鋼板とコンクリートの結合を良くするために、鋼板にはジベルが取り付けられた。底部付近では水が下がらず、コンクリート打設時止水に急結セメントを一部使用した。

f) セグメント継手部の補強

セグメントは防水剤とボルトにて接合したが、内側鋼板が不連続であるので、この間に鋼板で添板をした。また防水剤は LPG に対して融溶性であるため継目はエポキシ樹脂で覆った。タンク内側は全面エポキシ塗装を2回行った。

g) 上版の施工

底版が完成すると支保工を仮設し、鋼板製上版をのせ配筋する。鉄筋は鏝部コンクリートからあらかじめ埋込んだ鉄筋と結合することにより上版と鏝部コンクリートを一体とした。コンクリート打設、養生後支保工をはずし上版は完成した。

h) 裏込め

掘削部分とセグメントとの間に生じたすき間は通常グラウトにより充填するが、今回は土砂の崩壊が激しくかなり大きな空洞ができたため、土砂を直接タンク外部より埋戻した。以上でタンク本体は完成され上部土砂は配管後埋戻した。

4. コンポジットセグメントに用いられる  
材料の低温特性

実験用 LPG 地下タンクの内張鋼板には SS-41,  $t=$

2.3 mm を使用したので、この材料の低温特性並びに地下タンクの水密性を維持するのに用いた防水剤と添板をセグメントに接着するためのエポキシ系接着材の低温強度について述べる。

### (1) SS-41 内張薄鋼板の低温特性

#### a) 使用時に生ずると想定される引張応力

内張鋼板に生ずる引張応力として考慮すべき応力は、LPG 注入開始時の不均一温度分布による熱応力である。しかし LPG の液は徐々に注入されるから薄肉の内張鋼板は周囲およびコンクリート部の熱を吸収しながらゆるやかに冷却される。したがって鋼板のある小範囲のみが瞬間的に LPG の液の温度にまで急冷されて局部的に熱応力を生ずることは考えられない。もし仮りにある局部領域のみが常温から  $-43^{\circ}\text{C}$  に急冷され周辺が完全に固定されているような最も苛酷な条件を考えても熱応力は約  $13\text{ kg/mm}^2$  となり軟鋼板の公称降伏点  $23\text{ kg/mm}^2$  にくらべて十分に小さい応力である。

#### b) 薄肉軟鋼板の低温強度

鋼板は低温になると降伏点も引張強度もともに上昇する。もし鋭い切欠が存在する場合を想定すると厚肉の鋼板では低温において脆性破壊を起こす危険性がある。しかし以下に示すように薄板になれば切欠じん性は大幅に向上するため脆性破壊の危険性はない。SS-41,  $t=3.2\text{ mm}$  の鋼板にきわめて苛酷な人工切欠をつけた試験片を用いて低温で引張試験 (Deep Notch 試験) を行なった結果は 図-4 に示すとおりで、 $-73^{\circ}\text{C}$  においても公称引張強度以上の値を示した。また遷移温度も  $-100^{\circ}\text{C}$  以下と推定される。

文献 3) によると  $-73^{\circ}\text{C}$  付近までの温度ではシャルピー試験の吸収エネルギーは温度に関係せずほとんど一定であって破面はすべて延性破面である。また文献 2) に記述されているように鋼板は板厚が薄くなるにつれて切欠じん性は向上する。したがって  $t=2.3\sim 3.2\text{ mm}$  の SS-41 鋼板は  $-43^{\circ}\text{C}$  において脆性破壊を起こすことはないといえる。

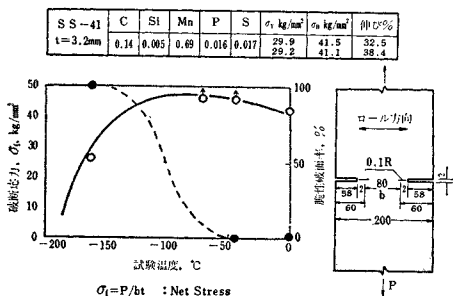


図-4 SS-41 薄板の Deep Notch 試験結果

### (2) エポキシ系接着材および防水剤の低温特性

通常セグメント同志の接合には水密保持のためにボルトと溶接を用いる。しかしこの実験タンクでは火気を使用することはできなかったため、溶接の代りに防水剤とエポキシ系接着材を用いた。そこで防水剤およびエポキシ系接着材の低温特性について各種実験を行なって次の結論を得た。すなわち常温において 250% 以上の伸びと  $50\text{ kg/cm}^2$  の引張強度をもつ防水剤は  $-45^{\circ}\text{C}$  の低温にすると強度は  $215\text{ kg/cm}^2$  と増加し伸びは 27% と低下するが、軟鋼の低温における伸びに比較して同程度なので問題がない。エポキシ系接着材の  $-45^{\circ}\text{C}$  におけるせん断強度は約  $100\text{ kg/cm}^2$  であった。ただしエポキシ系接着材は曲げおよび衝撃にきわめて弱いことがわかった。

## 5. LPG 地下タンクの冷却実験

### (1) 実験方法

地下タンクおよび地上配管工事が終了し、空気および窒素パージが終了したときから LPG の液が地下タンクへ注入されて冷却実験が始まる。最初の計画ではクールダウンに要する時間を 7 日間に予定していたが、実際には受入れラインのバルブの調整ができなかったために、地下タンクの LPG の液が所定の液位の 2820 mm に 62 時間という短時間で達した。これは非常に苛酷な徐冷条件であった。いったん LPG の液が所定の 2820 mm の液位に達すれば LPG の受入れを止め、地下タンクの液が蒸発によって 2700 mm まで下がると、また液位が 2820 mm になるまで受入れを続ける。このようなサイクルを約 2200 時間繰返しながら約 3000 時間まで各種計測を行なった。液位の 2700 mm と 2820 mm という値は地下タンクの LPG 液の量がタンク容量の 80% と 85% に相当するものである。

### (2) 実験結果

LPG を地下タンクに注入してから 3000 時間まで測定した液位、蒸発量、凍上、凍結深度等の測定値を図-5 にまとめて示す。液は 62 時間で所定の液位の 2820 mm に達し、その後 2820 mm と 2700 mm の間に液位を保持したが、途中地上タンクの液位が低くなりすぎて、最初の配管のままでは地下タンクに液を供給することができなくなり、やむをえず 8 日間くらい配管改造工事のため液の受入れを中止したことがあった。このため液位が 1950 mm ぐらまで下がった。このほかに LPG 船が入船したため液の受入れを中止したことが 2 度あった。地下タンクへの液の供給は 2200 時間で停止し、そ

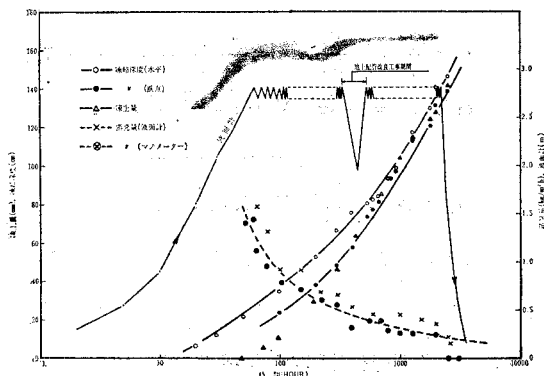


図-5 20 m³ LPG 地下タンク実験結果

の後は自然蒸発により液位を次第に減少させた。

a) 地下タンクの液の蒸発量

液が所定の液位の 2820 mm に達する直前までは地下タンク内の窒素パージを兼ねさせたため気化したプロパンは大気中に放出していたのでマンメーターでの測定はできなかった。液位が最大になる頃最大約 1.6 kg/m²h の蒸発量が測定されたが、その後時間の経過とともに次第に減少し受入れを停止した 2200 時間ときには 0.2 kg/m²h となった。2200 時間以後は急に 0 に落ちているが、実際には LPG は蒸発しており、地下タンクの液位の変化から逆算すると 0.2 kg/m²h 程度は蒸発しているはずである。蒸発量の測定結果は実験前に予想した計算値とほぼ一致している。クールダウンの終り頃の最大蒸発量は 1.6 kg/m²h で非常に大きな値であるが、このことは前に説明したように熱現象を短期間に把握するために断熱材を付けなかったためで、実際のタンクには断熱材を付けるのでこの値よりはるかに小さくなる。

b) 凍結深度

タンクの水平方向の凍結深度の方が垂直方向のそれよりも多少大きく測定され 2500 時間でそれぞれ 146 cm と 138 cm の凍結深度が記録された。あとで詳述するが凍結深度の測定値は計算値とかなり良い一致を示している(図-10 参照)。凍結深度に方向性があるのはタンクの底面積と側面積が異なって側面積の方が広く、ここを通過して流れる総熱量が多いためと、側面と底面の形状の相違によるものとが考えられる。

c) 凍土

軟弱地盤で地下水位が高いという不利な立地条件をもつわが国の臨海工業地帯においては、どの程度の凍上量を示すかを調べるために、地下タンクの構築に際しては全然凍上防止対策を施さずほとんど自然の状態で行った。ただしこのタンクは完全に地下に埋設されているために、蓋の上の土および本体と LPG の液の自重を合わせると約 0.01 kg/cm² の上載荷重がかかってい

たことになる。その結果 2500 時間で約 140 mm の凍上を起こし、凍上率(凍結深度に対するその方向の凍上量の割合の百分率)は 10% であった。タンク周辺の地表面には多少地割れができたが、肉眼で認められるほど地表面は盛り上がらなかった。この実験のように地盤はシルト質で、しかも地下水位が -0.5 m という最悪の土質条件で、しかも凍上防止対策を全然施さなかったにもかかわらず 140 mm しか凍上しなかったので、実際のタンクのときは断熱材を取付けたり簡単な凍上防止対策を施せば凍上量をもっと少なくなる。この実験では 3000 時間まで測定を行なったが、これ以後は凍上量の増加の割合は次第に減少し、次の理論的考察で述べるように大型タンクに相似則を適用すると、10 万 m³ のタンクにおいては 3000 時間は 70~100 年に相当することになり、この測定結果は大型タンクにも十分適用できるものと判断して実験を打ち切った。

d) 凍結土圧

地下タンクの構築に伴う試験点の一つに凍結土圧がある。そこで -43°C という低温で測定可能な低温土圧計を試作して実験タンクの外壁にとりつけて計測した結果、いちばん低温特性のすぐれた土圧計に示された値は 2500 時間で 0.1~0.2 kg/cm² であった。この値は土圧計の誤差内に入ってしまうほどの微少のもので、凍結土圧は全然タンクにかからなかったものと考えてもよさそうである。これは N 値が 0 という軟弱地盤が幸いしているのかもしれない。すなわち凍土に体積膨張が生じても凍土のまわりの未凍結土が軟弱なため、未凍結土は圧縮されて変位するだけで、その反力をタンクに与えることができなかったものと推定される。

6. 理論的考察および大型地下タンクへの適用

蒸発量、熱応力、凍結深度、凍上等の熱現象を理論的に解析するためには、各部材の温度分布を求めることが先決問題になってくる。そこで各部材の温度分布を求め、この温度分布から蒸発量、熱応力、凍結深度、凍上等を理論的に解析する方法を述べ実験値と比較する。またこれらの計算値を大型の低温地下タンクに適用した結果を述べる。

なお、この近似計算方法は冷却開始初期の非定常状態の熱的現象を定量的に推定することを目的としているので、定常状態の近傍またはそれ以後の時点の定量的な推定には不合理なことも生ずると思われる。

(1) 理論的考察

著者らは文献 2) で地下タンクの各部材が図-6 のように平板の 2 層から構成されているものと仮定し、タン

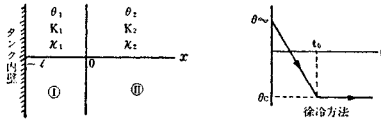


図-6 計算モデル

ク内壁は  $t_0$  時間で地中平均温度 ( $\theta_\infty$ ) から液温 ( $\theta_c$ ) まで直線的に冷却され、その後は液温で一定に維持され、土の熱的性質は凍結することによって変化しないものと仮定した場合の熱伝導の理論的解析を行なった。ここに

$K_1, K_2$ : 各部材の熱伝導率 (kcal/mh°C)

$\kappa_1, \kappa_2$ : 各部材の温度伝導率 ( $m^2/h$ )

$\theta_1, \theta_2$ : 各部材の温度 (°C)

$\theta_c, \theta_\infty$ : 液温と地中平均温度 (°C)

$Q$ : 蒸発量 (kcal/m<sup>2</sup>h)

$t_0, t$ : 時間 (h)

とすると次の結果を得る。

a)  $0 \leq t \leq t_0$  のとき

$$\frac{\theta_1 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} - \alpha^{n+1} 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \dots (1)$$

$$\frac{\theta_2 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{2}{1+\sigma} \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+kx}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \dots (2)$$

$$\frac{Ql}{K_1(\theta_c - \theta_\infty)} \cong - \frac{l}{\sqrt{\kappa_1 t}} \frac{t}{t_0} \cdot \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^n 2 i \operatorname{erfc} \frac{nl}{\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \dots (3)$$

b)  $t \geq t_0$  のとき

$$\frac{\theta_1 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n \left\{ 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} - \alpha 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} + \frac{t-t_0}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n \left\{ \alpha 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} - 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \right\} \dots (4)$$

$$\frac{\theta_2 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{2}{1+\sigma} \left\{ \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+kx}{2\sqrt{\kappa_1 t}} - \frac{t-t_0}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+kx}{2\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \right\} \dots (5)$$

$$\frac{Ql}{K_1(\theta_c - \theta_\infty)} \cong \frac{t-t_0}{t_0} \frac{l}{\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \cdot \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^n 2 i \operatorname{erfc} \frac{nl}{\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \right\} - \frac{t}{t_0} \frac{l}{\sqrt{\kappa_1 t}} \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^n 2 i \operatorname{erfc} \frac{nl}{\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \dots (6)$$

ただし

$$k^2 = \frac{\kappa_1}{\kappa_2} \quad \sigma = \frac{K_2}{K_1} k \quad \alpha = \frac{\sigma-1}{\sigma+1} \dots (7)$$

$$\operatorname{erfc}(X) = 1 - \operatorname{erf}(X) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^X e^{-t^2} dt \dots (8)$$

$$i \operatorname{erfc}(X) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-X^2} - X \operatorname{erfc}(X) \dots (9)$$

$$4 i^2 \operatorname{erfc}(X) = (1+2X^2) \operatorname{erfc}(X) - \frac{2X}{\sqrt{\pi}} e^{-X^2} \dots (10)$$

(2) 一次元近似計算の係数補正法

これまでの著者らの近似計算方法は計算を簡略にするために、一次元で、かつ凍土の潜熱を 0 とし、土の熱的性質は凍結しても変化しないものと仮定して計算している。このために凍結深度を例にとると、ある時期からは実験値よりも計算値の方が大きくなる傾向にある。この時期を近似計算適用限とすればこの適用限はタンクの半径  $R$  の関数になっていることが想像される。また土が凍るとその熱伝導率は凍結前にくらべて 5~10 割増加する。そこでまず凍結による熱伝導率などの変化が凍結深度に与える影響を考える。文献 4) の図-7 によると、これまでの著者らの計算と同じように凍結潜熱を 0 とし、凍土の温度伝導率も凍結前のそれに等しいと仮定して計算したものが一次元の厳密解に最も近い。この時の厳密解に対する誤差の割合は 17~27% の間にあって非常に小さいことがわかる。しかしながらこの文献にも記されているように、このようなことは実際の円管冷却の場合には必ずしも成立しない。著者らの各種の模型実験によると、上記厳密解は実験値の数倍から 10 倍度大きくなり、しかもタンクの径が小さいものほど大きくなる。このことは土の熱的性質よりもタンクの径が凍結深度に大きく影響を与えていることを物語っている。そこで著者らはタンクの径の影響を含む実験式を求めた。すなわち次に述べるように、実際に式 (1)~式 (6) を数値計算する際に凍る前の土の熱伝導率 (または温度伝導

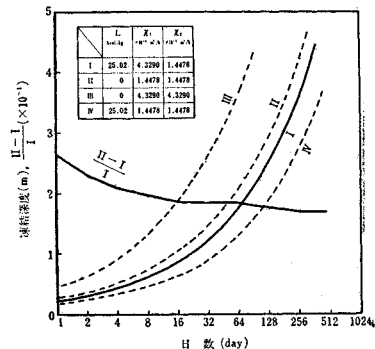


図-7 シートパイルの凍結曲線<sup>4)</sup>

率)に補正係数を乗じた見かけの熱伝導率を用いると実験値に近い値が得られた。

一般に、模型実験を行なうとき、タンクの半径、凍結前の土の温度伝導率および時間をそれぞれ  $R_0, \kappa_0, t_0$  とし、実物の時のそれらをそれぞれ  $R, \kappa, t$  とすると、模型実験の結果から実物の結果を推定する場合には、次式のように両方の Fourier Number を等しくするように時間を Scale up する。

$$\frac{\kappa_0 t_0}{R_0^2} = \frac{\kappa t}{R^2} \dots\dots\dots (11)$$

土の密度  $\rho_0, \rho$ , 比熱  $c_0, c$ , 熱伝導率  $K_0, K$ , そして温度伝導率  $\kappa_0, \kappa$  との間には次のような関係がある。

$$K_0 = \kappa_0 c_0 \rho_0, K = \kappa c \rho \dots\dots\dots (12)$$

式 (12) を式 (11) に代入すれば次式を得る。

$$\frac{K}{K_0} = \frac{c \rho}{c_0 \rho_0} \frac{t_0}{t} \frac{R^2}{R_0^2} = c' \frac{R^2}{t} \dots\dots\dots (13)$$

ただし、 $c' = \frac{c \rho}{c_0 \rho_0} \frac{t_0}{R_0^2} \dots\dots\dots (14)$

見かけの熱伝導率を用いるということは、実際のそれよりも小さく見積った値を用いることであって、この小さく見積る割合は、実験結果からみるとタンクの半径の二乗に比例し、適用限(時間)に逆比例すると推定できる。そこで

- $K_2$ : 数値計算に用いる未凍結土の熱伝導率(見かけの熱伝導率)
- $K_{20}$ : 未凍結土の実際の熱伝導率(測定値)
- $R$ : 実物のタンクの半径
- $t$ : 適用限(時間)

として、これらの係数および変数の間に式 (13) と同じ関係があるものと仮定する。すなわち

$$0 < \frac{K_2}{K_{20}} = C' \frac{R^2}{t} \leq 1.0 \dots\dots\dots (15)$$

ここで  $C'$  は実験的に求められる係数であって、著者らの実験からは  $C' \cong \frac{1000}{3} \text{h/m}^2$  となる。

このように式 (15) によって係数を補正したものを式 (1)~(10) に入れて数値計算すれば、一次元の計算ではあるが、ある程度半径の影響や凍土の潜熱の影響を加味した実験と良く合う計算値が得られる。

これまでに著者らが数々の模型タンクについてドライアイス、 $\text{LN}_2$ , LPG を使って冷却して得られた凍結深度の実験値および係数補正法によって得られた計算値を 図-8 から 図-10 に、またこれらの係数補正の様子を表-3 に示す。以上のことから、低温タンクの寸法および土質が変わっても、タンク構成部材および土の非常状態における熱現象を定量的に推定するのに、この係数補正法を併用すれば一次元の近似式でもかなり実用しうることがわかった。

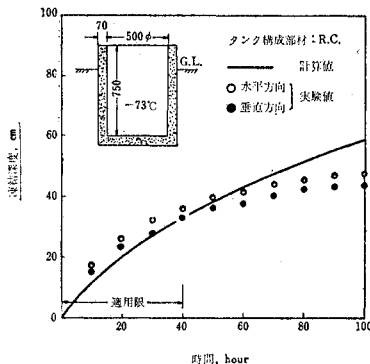


図-8 ドライアイスによる模型タンクの凍結深度の計算値と実験値

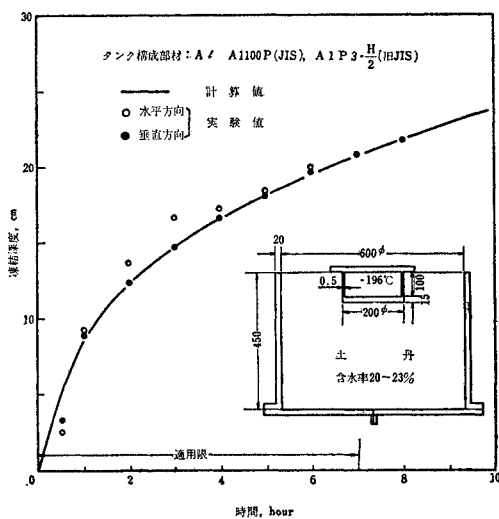


図-9 液体窒素による模型タンクの凍結深度の計算値と実験値

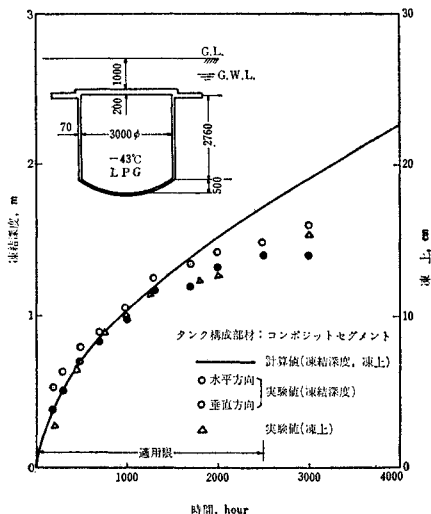


図-10 20m³ LPG 地下タンクの凍結深度と凍土の計算値と実験値

表-3 係数補正一覧表

タンクの直径 2R mm	深さ H mm	液温 θ <sub>0</sub> ℃	地中温度 θ <sub>1</sub> ℃	適用限 t	測定値 K <sub>20</sub> kcal/m <sup>2</sup> ℃	補正値 K <sub>2</sub> kcal/m <sup>2</sup> ℃	$\frac{K_2}{K_{20}}$	$\frac{R^2}{t}$ ×10 <sup>-3</sup> m <sup>2</sup> /h	$\frac{2R}{H}$	タンク構成 主要部材
200φ	100 & 200	-196 (LNG)	20	7 <sup>~</sup> 年	1.890	0.900	0.48	1.43	1.0 & 2.0	A <sub>2</sub> : A1100P
500φ	750	-72	15	40 <sup>~</sup> 年	1.920	1.000	0.52	1.56	0.67	R.C.
3,000φ (120m <sup>2</sup> )	3250	-43 (LPG)	17	2500 <sup>~</sup> 年	1.500	0.450	0.30	0.90	0.92	コンクリートセメント
60,000φ (1077m <sup>2</sup> )	39,000	-163 (LNG)	17	70 <sup>~</sup> 年	1.700	0.834	0.49	1.49	1.54	コンクリートセメント & R.C.

なお適用限を越えると計算値の方が当然大きくなるが、図-23 に示すようにこの適用限は最終の非定常状態に近いものであると考えられるので、大型地下タンクの場合には適用限はタンクの耐用年数よりも大きくなることもある。これまでの実験から  $R^2/t$  の目安として  $(1.0 \sim 2.0) \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$  の範囲で係数補正を行えば好結果が得られる。

係数補正法を併用して低温タンクの構成部材および土内の温度分布について数値計算した結果を図-12~図-16 に示す。これらの図は 20 m<sup>3</sup> LPG 地下タンクの場合を実線で、また後述するように 10 万 m<sup>3</sup> LNG 地下タンクの場合を点線で示す。したがって図-10 の凍結深度の計算値は図-15 の実線から算出したものである。同様に 20 m<sup>3</sup> LPG と 10 万 m<sup>3</sup> LNG 地下タンクの蒸発量の計算値を図-17 に、また 20 m<sup>3</sup> LPG 地下タンクの場合の計算値と実験値の比較を図-18 に示す。図-10 と図-18 に示す 20 m<sup>3</sup> LPG 地下タンクの凍結深度と蒸発量の実験値と計算値を比較してみると適用限の

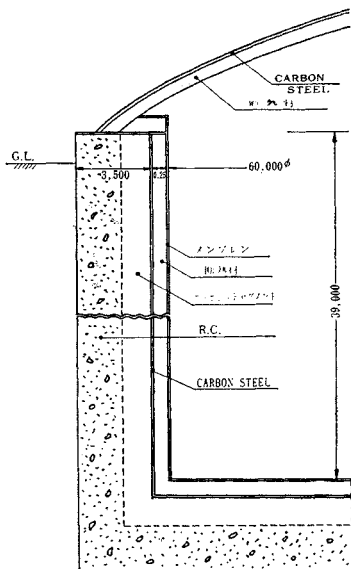


図-11 10万 m<sup>3</sup> 低温地下タンク

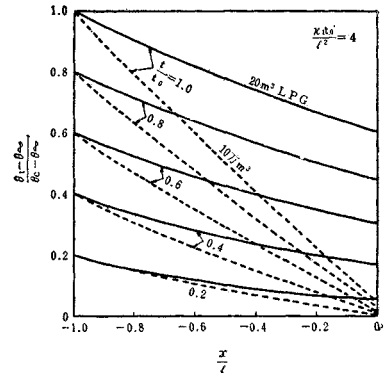


図-12 第1層内の温度分布 ( $\kappa_1 t_0 / l^2 = 4$ )

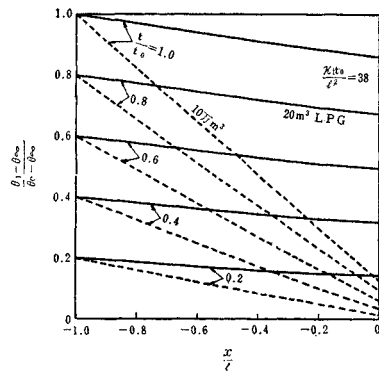


図-13 第1層内の温度分布 ( $\kappa_1 t_0 / l^2 = 38$ )

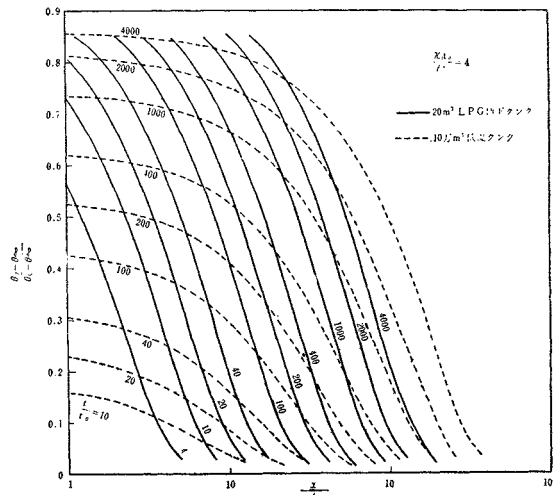


図-14 第2層内の温度分布 ( $\kappa_1 t_0 / l^2 = 4$ )

近傍までは両者が良く合っているので、次に係数補正法を併用して大型の低温地下タンクの熱現象を定量的に推定する。

### (3) 大型低温地下タンクへの適用

近年増加しつつある LPG, LNG の需要を満たすため



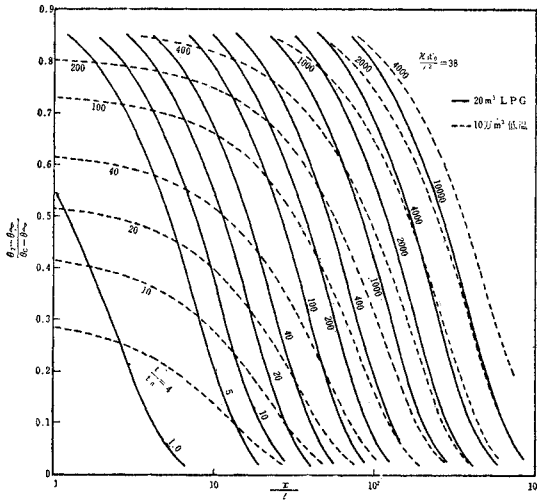


図-15 第2層内の温度分布 ( $\kappa_1 t_0 / l^2 = 38$ )

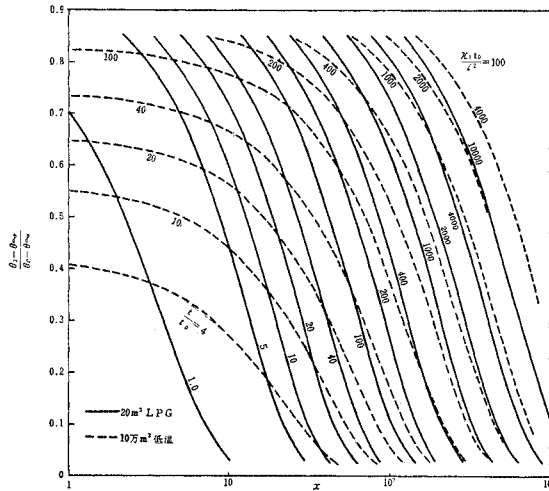


図-16 第2層内の温度分布 ( $\kappa_1 t_0 / l^2 = 100$ )

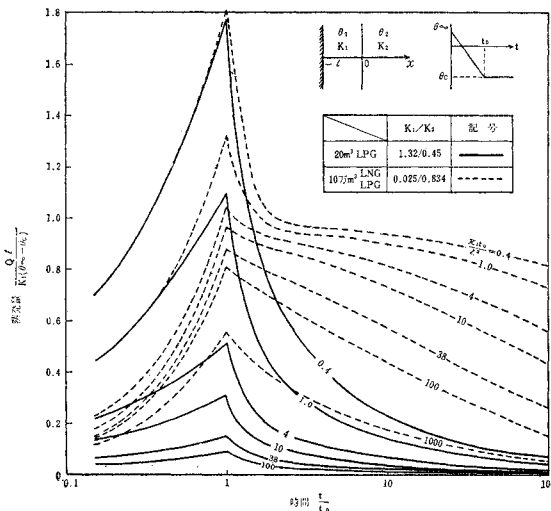


図-17 蒸気量と時間の計算値

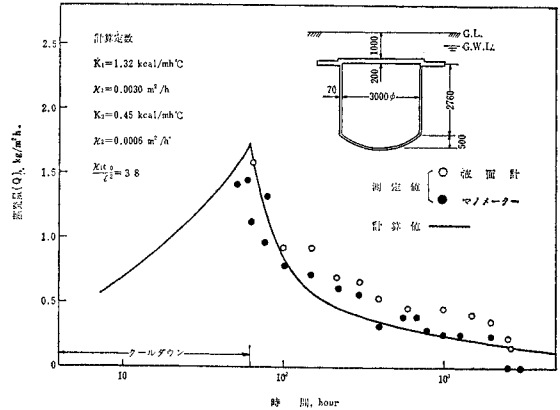


図-18 20m³ LPG 地下タンクの蒸気量の計算値と実験値の比較

と地下タンクの特性を生かすためには数万 m³ 以上の大型地下タンクの建設が望ましい。実際に大型の地下タンクを建設する場合は使用条件、立地条件等によってタンクの形状および寸法は多少異なってくるであろうが、図-11 に示す 10 万 m³ 低温地下タンクを想定して、このタンクに LPG, LNG を貯蔵する場合の熱現象を定量的に推定する。

a) 10 万 m³ 低温地下タンクの主な仕様と物性値

タンク内径  $D=60$  m タンク深さ  $H=39$  m  
 断熱材厚さ  $l=0.25$  m 側壁厚さ 3.5 m  
 断熱材の物性値  $K_1=0.025$  kcal/mh°C

$$\kappa_1 = 1.04 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$$

未凍結土の熱伝導率  $K_{20}=1.700$  kcal/mh°C

未凍結土の見かけの熱伝導率  $K_2=0.834$  kcal/mh°C

LNG, LPG の密度  $\rho_N=430$  kg/m³

$$\rho_P=580 \text{ kg/m}^3$$

LNG, LPG の潜熱  $L_N=120$  kcal/kg

$$L_P=100 \text{ kcal/kg}$$

クールダウンに要する時間  $t_0=240$  h

b) 計算結果

a) の仕様と物性値を用いて式 (1), (2), (4), (5) より断熱材と土の温度分布について数値計算した結果の一部を図-12~図-16 の点線にて示す。そこで 10 万 m³ 地下タンクの場合には  $\kappa_1 t_0 / l^2 = 4$  であるので図-12 の点線より断熱材内の温度分布を、また図-14 の点線より土の温度分布と凍結深度を算出することができる。その結果、図-19 に凍結深度を、図-20 にはコンクリート内外壁の温度変化および温度差を示す。図-20 より内外壁の温度差が最大となるのは 1.0~1.5 年後で、その値は LNG の場合は 40°C, LPG の場合は 13°C である。ここでコンクリートの温度分布の計算に際しては、地下水を含むコンクリートの物性値は土のそれに等しい

と仮定した。

次に式(3)と(6)より計算した蒸発量の無次元化したものを図-17の点線にて示す。同図より最大貯蔵量(10万 $m^3$ )に対する1日当りの蒸発量を算出したもの

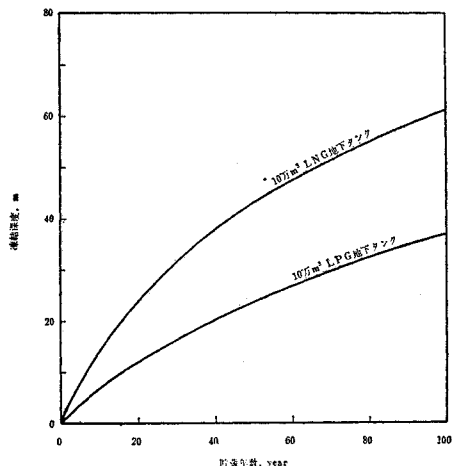


図-19 10万 $m^3$  低温地下タンクの凍結深度

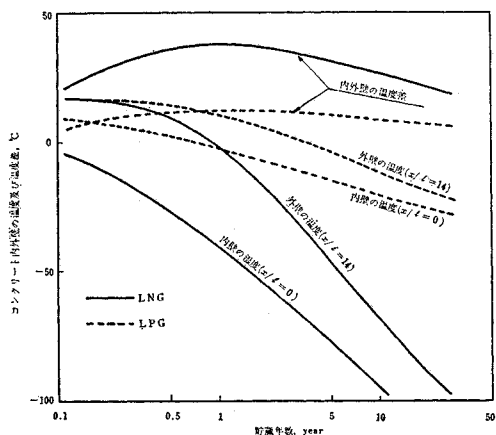


図-20 10万 $m^3$  低温地下タンク内外壁の温度変化および温度差

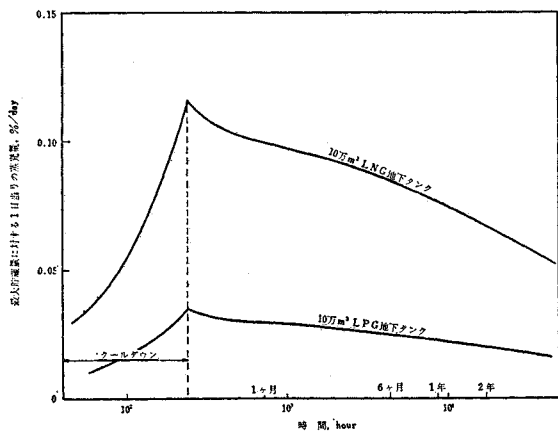


図-21 10万 $m^3$  低温地下タンクの蒸発量

が図-21である。一般に地下タンクの蒸発量は冷却初期において二重殻式の地上タンクのそれよりも大きくなるが、このLNG地下タンクの場合は最大0.116%/dayとなつて、地上タンクにくらべて同等またはそれ以上の性能を期待することができる。LPG地下タンクの場合は0.035%/dayとなつて非常に小さいが、これは図-11のタンクの仕様と寸法がLNGを対象に考えられているためである。実際のLPGタンクの場合は断熱材の厚さを0.25mから0.10m程度にすると、地上タンクの性能に匹敵してくる。図-17、図-21から明らかなように蒸発量はクールダウン終了時、すなわち $t/t_0=1$ の時に最大値を示す。そしてこの最大蒸発量はタンクの容量に大きく依存する。LNGの場合についてこの依存性を示したのが図-22である。同図では $D/H=1.54$ の相似のタンクで比較しているが、数万 $m^3$ 以上の大型地下

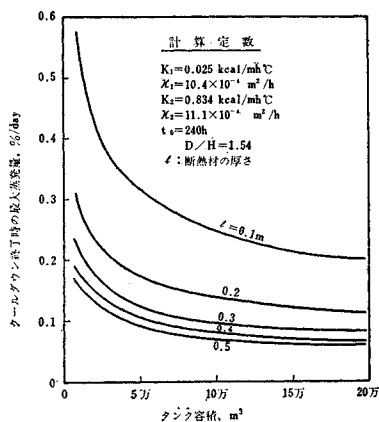


図-22 LNG地下タンクの容積および断熱材の厚さと最大蒸発量の関係

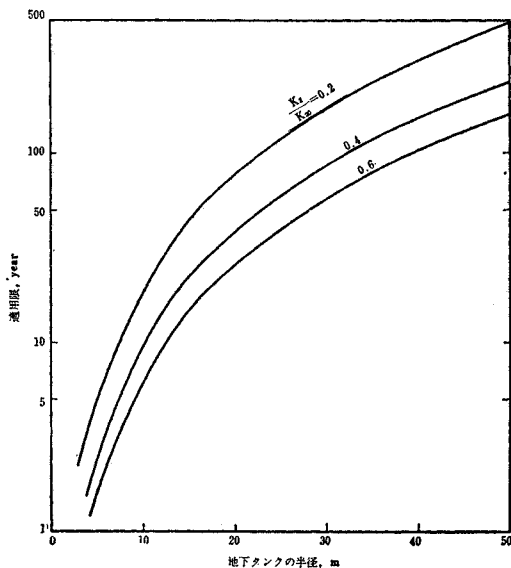


図-23 地下タンクの半径と適用限の関係

タンクが熱量的に経済的であることが認められる。さらに直径と深さの比が1であるものが熱量的には経済的であることは明白である。図—12～図—17には20 m<sup>3</sup>と10万 m<sup>3</sup>のタンクの温度分布と蒸発量を無次元化して示したものであるが、タンク構成部材とそのまわりの土の熱物性値が同じであればLPG、LNGにかかわりなく、いかなる寸法の地下タンクの熱現象にもこれらのグラフを適用できる。

20 m<sup>3</sup>LPG地下タンクの場合には凍上量は凍結深度にほぼ比例している。凍上量を理論的に解析するのはむずかしいので目安として次のように考えることもできる。

$$Y = AX_0 \dots\dots\dots (16)$$

Y: 凍上量

A: 実験によって求める凍上率(定数)

X<sub>0</sub>: 式(5)より計算される凍結深度で式(17)を満足する。

$$\frac{\theta_\infty}{\theta_\infty - \theta_c} = \frac{2}{1 + \sigma} \left\{ \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l + kX_0}{2\sqrt{\kappa_1 t}} - \frac{t-t_0}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l + kX_0}{2\sqrt{\kappa_1 (t-t_0)}} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

20 m<sup>3</sup>LPG地下タンクの埋設部のような軟弱シルトで、上載荷重が0.01 kg/cm<sup>2</sup>の場合はA ≒ 0.10であったが、土質および地下水位によっては0.01～0.30ぐらいまでの値をとることが経験された。

## 7. 結 論

(1) これまでの経験からみて、粘土質で地下水位が低い場合はウェルポイントを使わず、セグメント工法のみで-10～-15 m程度まで掘削および組立ては可能であるが、今回のように地下水位が高く、軟弱シルトの場

合には水の処理に困難がある。このLPGタンクは小さかったので問題も比較的少なかったが、大型タンクの場合はセグメント工法を助ける仮設工法が必要である。立地条件の制約からセグメントの接合には溶接が使用できず、防水剤とエポキシ系接着材を用いたが初期の目的を達した。

(2) 本実験では短期間に変化の激しい熱現象を観察するために、タンクに断熱材を取付けずに冷却と貯蔵を行なったが、熱応力、凍結土圧、凍上によるタンクの破壊、倒壊はなかった。凍上率は約10%で、凍上は最大15 cmを記録したが、凍結土圧は無視できる程度の値であった。また蒸発量はクールダウン終了時最大1.6 kg/m<sup>2</sup>hであった。実際の低温地下タンクには断熱材を付けるのでこれらの値はもっと小さくなるはずである。

(3) 20 m<sup>3</sup>LPG地下タンクにおける熱現象の計測値と、係数補正法による一次元の計算値はほぼ一致することがわかったので、大型の10万 m<sup>3</sup>低温地下タンクの熱現象を定量的に推定した。

最後に本実験を遂行するにあたっては、東京ガス(株)と石川島播磨重工業(株)両社、多数の関係者および矢田博士のご協力を得ました。ここに謝意を表する次第であります。

## 参 考 文 献

- 1) 秋田好雄ほか: コンポジットシエルユニットの開発によせて, 石川島播磨技報, 第8巻第42号, 昭和43年7月
- 2) 秋田好雄・矢田敏夫・柳沢一郎: 低温液体貯蔵地下タンクに関する基礎的研究, 土木学会論文集, 第157号, 昭和43年9月
- 3) 秋田好雄・矢田敏夫・柳沢一郎: コンポジットセグメント製低温液化ガス貯蔵用地下タンクに関する基礎的考察, 石川島播磨技報, 第8巻第43号, 昭和43年9月
- 4) 高志 勤・和田正八郎: 土壌凍結工法 [1], 冷凍 36巻 408号

(1971.7.6・受付)