

低温液体貯蔵地下タンクに関する基礎的研究

——本体および土壌の冷却に伴う諸現象について——

A FUNDAMENTAL STUDY ON BELOWGROUND TANK STORING CRYOGENIC LIQUEFIED GAS

——On Various Phenomena Caused by Cooling of Tank and Soils Around It——

秋田 好雄*・矢田 敏夫**・柳沢 一郎***

By Yoshio Akita, Toshio Yada and Ichiro Yanagisawa

1. 緒 言

LPG, LMG などの低温の液体を貯蔵するのに従来は地上タンクを用いてきた。しかしこれらを地下タンクに貯蔵すると安全性と経済性においていくつかの利点がある。このため最近アメリカやフランスなどでは LPG, LMG などの低温の液体は地下タンクに貯蔵するすう勢にある。

著者¹⁾らと共同研究者はわが国の立地条件に適合した地下タンク工法の実験を行なったがここでは低温地下タンクの本体および土壌の冷却にともなう諸現象について述べる。

2. 低温液体貯蔵地下タンクの一般的問題

わが国では LPG, LMG などの可燃性液体を貯蔵する大型の地下タンクはまだ構築されていない。その一つの原因は国内の LPG, LMG の需要が少なかったためである。しかし今後これらの需要は大幅に増加することは明らかであるので、低温液体貯蔵用の安全でかつ経済的な地下タンクを構築することが要望されている。

外国では現在までにいくつかの形式の地下タンクが構築されている。その主なものをあげると、岩盤または岩塩層を利用した地下タンク^{8),9)}、PS コンクリート製の半地下タンク⁹⁾、凍結土壌を利用した地下タンク¹⁰⁾などである。

つぎに低温地下タンクは地上タンクにくらべて、地上を有効に利用することができ、大容量のものの構築に適し、また低温の液体を貯蔵する場合には周囲の土壌が断熱材の働きをするために蒸発熱量が少なく経済的であるという利点がある。さらに凍結土壌を強度部材として考えることも可能である。

さて地下タンクの中に低温の液体を入れるとタンク側壁内に温度差を生じその結果熱応力が発生する。熱応力は初期のタンクの徐冷速度に依存する。また時間が経過するとタンク周辺の水分を含む土壌は凍結する。凍結によって体積膨張を起こしこの結果力が生じこの力がタンクの底を押すとタンクは凍上し側面にかかるタンクは圧縮力すなわち凍結土圧を受けることになる。これらの凍上、凍結土圧は温度分布、凍結速度、凍結深度、土質、地下水位の高さ、地下水の流れの状態などに大きく依存する。さらにタンクを冷却する初期においてとくに液の蒸発量が多いことである。

また前述の外国の地下タンクの構築場所はとくに良質な地盤が多いので凍結、凍上などに有利であるが、わが国の地下タンクを構築する場所は地盤が軟弱で地下水位が高いという不利な立地条件を含む臨海工業地帯が多くこの点に関連した問題を検討しておく必要がある。

そこで前にも述べたように本報では地下タンクに低温の液体を入れたときに起こる熱的な諸問題について考察する。

3. 本体および土壌の冷却に伴う諸現象

一般に低温地下タンクは内張鋼板、コンクリート、それに必要に応じて断熱材から構成されることが多いと予測される。そこで低温地下タンクの熱的な問題点すなわち材料の低温特性、温度分布、熱応力、蒸発熱量、凍上、凍結土圧などについて考察する。

(1) 本体の材料および凍結土の低温特性

低温液体貯蔵用地下タンクは液の漏洩を防止するために一般に薄肉の内張鋼板を使用する。

鋼板は低温になると脆性破壊を起こす危険性があるので使用温度において十分なじん性をもつような材質の鋼板を使用しなければならない。一般に鋼板は板厚が薄くなるほど低温じん性は向上することが知られている。しかし低温地下タンクに使用されるような 2~3 mm 程度の薄板のじん性に関する資料はきわめて少ない。

* 工博 石川島播磨重工業(株)技術研究所 副所長

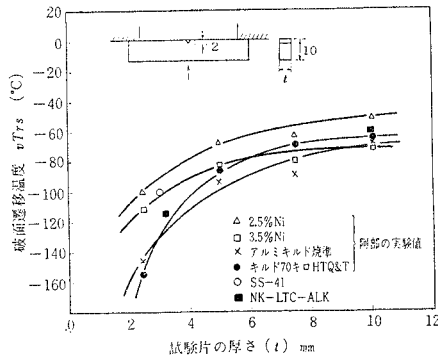
** 工博 石川島播磨重工業(株)技術研究所溶接構造強度部
主任研究員

*** 正会員 石川島播磨重工業(株)技術研究所溶接構造強度部
研究員

著者らは軟鋼およびアミキルド鋼のシャルピー衝撃試験および SS-41 薄鋼板の小型 Deep Notch 試験を行った。その結果鋼板は板厚が 2~3mm 程度に薄くなると低温じん性は大幅に向上することがわかった。

そして SS-41 の 3mm 程度の薄鋼板は -80°C 程度までは脆性破壊の危険性がなく安心して使用できることを確認した。実験結果の一部を図-1 に一緒に示す。

図-1 シャルピー試験片の板厚と破面遷移温度の関係¹⁾

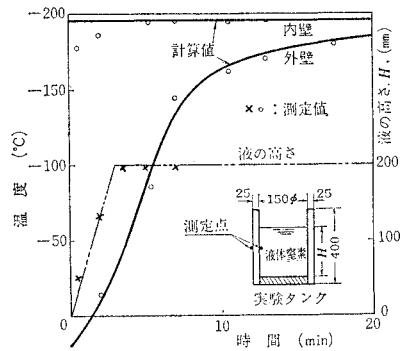


なお阿部¹⁾は各種鋼板の板厚とシャルピー遷移温度の関係を調べたが鋼板の板厚が薄くなるにつれて低温じん性の向上することが図-1 および表-1 より認められる。

低温地下タンクのような構造物にあらかじめ低温の液体を入れると熱応力を生ずる。そこで著者らはコンクリートの低温強度を明確にさせるためにヒューム管で作ったタンクに液体窒素を直接注入して最大の熱応力を発生させヒューム管の内外壁にきれつができるかどうかを観察したがきれつは認められなかった。図-2 にこのときのタンク内外壁の温度変化を示す。このような厳しい冷却条件にもかかわらずきれつができなかったのはつぎのようにコンクリート自身が低温になると強度を増すためであると考えられる。

B.E. Eakin²⁾ によってコンクリートの低温圧縮強度は -130°C で常温の 3 倍, 低温引張強度は -60°C で常温の 2.5 倍程度に向上することが報告されている。とくにコンクリート中に含まれる水分, およびセメント量の多いものほど低温になると強度が向上する。

図-2 タンク内外壁の温度変化



つぎにアメリカの LNG Tank Group³⁾ によって, 凍結土もコンクリートと同様に低温になると強度の増加することが報告されている。凍結土の圧縮強度は -150°C で最大 700 kg/cm² を示しコンクリートと同程度の強度を期待することができ地下タンクの強度上大いに有利であると思われる。なぜならば地下タンクに低温の液体を入れるとタンクの周囲の土壌は凍結しタンク本体は強度の大きい凍結土によって保護されることとなるので地震などの場合を想定してもタンク本体の安全性はさらに確保されるものと考えられるからである。

(2) 本体および土壌の温度分布, 凍結深度

円筒タンクの壁, 凍結土壌, 未凍結土壌などからなる有限層の多層体の熱伝導を理論的にかつ厳密に解くことは電子計算機を用いても非常にむずかしいことである。このことは後述するように熱伝導に関与する材料の熱的性質が温度の関数であることと円筒座標を用いると計算が複雑になることである。熱的現象のうち熱応力および液の蒸発量は図-3 に示すように液を注入する初期に多くにはげしい状態変化を示す。したがって著者らは冷却初期における状態変化を重要視すると同時に計算をできるだけ簡素化するために一次元の平板の座標でコンクリート, 断熱材および土壌からなる熱的性質の異なる多層体の温度分布を求める近似計算を行なった。凍結深度については長年経過すると一次元の平板の近似計算では精度が落ちてくるために球座標で近似する方法が適当であろう。

表-1 供試材の化学成分と機械的性質¹⁾

材 質	化 学 成 分 (%)											機 械 的 性 質		
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Al	B	σ_Y	σ_B	伸 び
アルミキルド焼準	.09	.25	1.27	.013	.010	.19	.17	.04	.07			40.8	49.8	54 (5号)
キルド70キロ HT Q & T	.16	.36	.92	.012	.013	.30	.38	.21	.35			70.8	77.2	36 (5号)
2.5% Ni	.10	.27	.55	.012	.008	.10	2.50	.037		.023		37.1	47.5	31 (1号)
3.5% Ni	.07	.25	.53	.009	.006		3.64					38.1	49.3	31 (1号)
SS-41	.14	.005	.69	.016	.017							29.6	41.3	35.5
NK-LTC-ALK	.10	.26	1.26	.014	.015							36.0	49.0	50.0

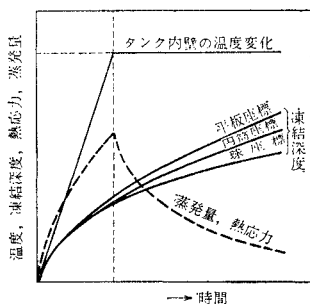
キルド 70 キロ HT, Q & T, 860°C 水焼入れ→670°C× $\frac{1}{2}$ hr 焼もどし。

(kg/mm²) (kg/mm²) (%)

表-2 飽水土の熱的性質¹⁾

容積含水率 P m ³ /m ³		0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7
飽水土の密度 kg/m ³	凍結前 ρ_2	2440	2260	2080	1900	1720	1540
	凍結後 ρ_1	2416.3	2224.5	2032.6	1840.8	1648.9	1457.1
比熱 kcal/kg°C	凍結前 C_2	0.28393	0.32354	0.37000	0.42526	0.49209	0.57455
	凍結後 C_1	0.24261	0.25685	0.27378	0.29423	0.31944	0.35129
熱伝導率 kcal/mh°C	凍結前 K_2	2.1667	1.8702	1.6222	1.4101	1.2254	1.0624
	凍結後 K_1	2.7624	0.6307	2.5201	2.4146	2.3137	2.2158
温度伝導率 m ² /h	凍結前 κ_2	3.1273×10^{-3}	2.5577×10^{-3}	2.1079×10^{-3}	1.7450×10^{-3}	1.4478×10^{-3}	1.2016×10^{-3}
	凍結後 κ_1	4.7120×10^{-3}	4.6043×10^{-3}	4.5286×10^{-3}	4.4600×10^{-3}	4.3927×10^{-3}	4.3290×10^{-3}
凍結潜熱 (L)	kcal/kg	5.5008	9.4513	13.792	19.037	25.502	33.670

図-3 熱的現象の経時変化



a) 土質の差が凍結現象に与える影響

低温地下タンクの周囲の温度分布、凍結深度、蒸発熱量などはそれを囲む土壌の土質、密度、比熱、熱伝導率、潜熱、地下水位およびその流れの状況などに依存しており土壌の性質は場所により種々雑多で土の熱的性質は広い範囲で変化しそのうえ凍結前後でも変化するのでこのような土壌の熱的問題を取扱うことは困難であり大きな誤差の生ずる危険性がある。

したがって施工する場所の土質状態、熱的性質の調査は念入りに行なわなくてはならない。ここで参考のために飽水土の凍結する前後の熱的性質を容積含水率をパラメーターとして表-2に示す。

b) 温度分布の計算に用いられた従来の計算式

これまでに地下鉄などの土壌凍結工事や地下タンクの構築に際して土壌の凍結に関する優れた研究が数多くなされているが、これらのうちから低温地下タンクを構築するうえにとくに関係があると思われるものについて述べる。

高志らは⁷⁾冷却面が平面の場合と円形断面の場合について、また B.E. Eakin²⁾らは冷却面が球面の場合について土壌の温度分布を求める近似計算を行なっている。これらの方法で土壌のみに関する温度分布、凍結深度などの熱的現象を把握することはできるが、地下タンクを構成するコンクリート側壁、断熱材などの各部材の熱的現象を把握することはできない。

実際に低温地下タンク的设计にあたっては各部材の温

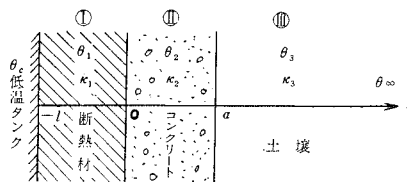
度分布、熱応力、および各部材の影響を考慮したときの凍結深度、蒸発量などを明確にさせることがまず必要である。このような観点から著者らはつぎに述べるように多層体における熱伝導の近似解法を試みた次第である。

なお高志および B.E. Eakin らの導いた式を使って数値計算をした結果を図-5にモデルBおよびモデルCとして示した。

c) 多層体における熱伝導

このモデルについては土壌が凍結することによって熱的性質が変化することを考慮すると解法が複雑になるために土壌の熱的性質は凍結しても変化しないものと仮定した。計算モデルは図-4のように①, ②, ③の三層から

図-4 計算モデル A



なっているものとする。冷却条件はタンクの内面が瞬間的に θ_c に冷却されるものとする。ここに

- $\theta_1, \theta_2, \theta_3$: 各部材の温度 [°C]
- K_1, K_2, K_3 : 各部材の熱伝導率 [kcal/mh°C]
- $\kappa_1, \kappa_2, \kappa_3$: 各部材の温度伝導率 [m²/h]
- θ_∞ : 地中平均温度 [°C]
- θ_c : 低温液体温度 [°C]
- t : 時間 [h]

とする。

微分方程式

$$\frac{\partial^2 \theta_1}{\partial x^2} - \frac{1}{\kappa_1} \frac{\partial \theta_1}{\partial t} = 0 \quad -l \leq x \leq 0 \quad t > 0 \dots (1)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_2}{\partial x^2} - \frac{1}{\kappa_2} \frac{\partial \theta_2}{\partial t} = 0 \quad 0 \leq x \leq a \quad t > 0 \dots (2)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_3}{\partial x^2} - \frac{1}{\kappa_3} \frac{\partial \theta_3}{\partial t} = 0 \quad x \geq a \quad t > 0 \dots (3)$$

初期条件 $t=0$ で $\theta_1 = \theta_2 = \theta_3 = \theta_\infty \dots (4)$

境界条件 $x=-l$ $t>0$ で $\theta_1 = \theta_c \dots (5)$

$$x=0 \quad t>0 \quad \text{で} \quad \theta_2 = \theta_1 \dots\dots\dots (6)$$

$$x=\infty \quad t>0 \quad \text{で} \quad \theta_3 = \theta_\infty \dots\dots\dots (10)$$

$$x=0 \quad t>0 \quad \text{で} \quad K_1 \frac{\partial \theta_1}{\partial x} - K_2 \frac{\partial \theta_2}{\partial x} = 0 \dots\dots (7)$$

以上の微分方程式，初期条件，境界条件に式(11)の Laplace 変換を応用して解くとつぎの解を得る。

$$x=a \quad t>0 \quad \text{で} \quad \theta_2 = \theta_3 \dots\dots\dots (8)$$

$$x=a \quad t>0 \quad \text{で} \quad K_3 \frac{\partial \theta_3}{\partial x} - K_2 \frac{\partial \theta_2}{\partial x} = 0 \dots\dots (9)$$

$$\bar{\theta} = \int_0^\infty e^{-\beta t} \cdot \theta \, dt \quad \text{Laplace 変換} \dots\dots\dots (11)$$

$$\begin{aligned} \frac{\theta_3 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = & \frac{2(1-\alpha_0)}{1+\sigma} \left[\operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + a + l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + a + 3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \right. \\ & - \alpha \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 3a + l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 3(a+l/k)\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + a + 5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \\ & - 2\alpha^2 \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 3(a+l/k)\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + 2\alpha \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 3a + 5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \\ & + \alpha^2 \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 5a + l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} - 2\alpha \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 5a + 3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \\ & \left. + \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x-a)k_0 + 5(a+l/k)\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \right] \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\theta_2 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = & \frac{2}{1+\sigma} \left[\operatorname{erfc} \frac{x+l/k}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha \operatorname{erfc} \frac{x+3l/k}{2\sqrt{\kappa_2 t}} - \alpha \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(x+2a)+l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + (\alpha_0 - 2\alpha^2 \alpha_0) \operatorname{erfc} \frac{\{(x+2a)+3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \right. \\ & + \alpha^2 \operatorname{erfc} \frac{x+5l/k}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + 2\alpha \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(x+2a)+5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha^2 \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x+4a)+l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \\ & - 2\alpha \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x+4a)+3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(x+4a)+5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} - \left\{ \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(2a-x)+l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \right. \\ & + \alpha \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(2a-x)+3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} - \alpha \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(4a-x)+l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + (\alpha_0^2 - 2\alpha^2 \alpha_0^2) \operatorname{erfc} \frac{\{(4a-x)+3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \\ & + \alpha^2 \alpha_0 \operatorname{erfc} \frac{\{(2a-x)+5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + 2\alpha \alpha_0^2 \operatorname{erfc} \frac{\{(4a-x)+5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha^2 \alpha_0^3 \operatorname{erfc} \frac{\{(6a-x)+l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \\ & \left. - 2\alpha \alpha_0^3 \operatorname{erfc} \frac{\{(6a-x)+3l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + \alpha_0^3 \operatorname{erfc} \frac{\{(6a-x)+5l/k\}}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \right\} \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

となる。ただし

$$k^2 = \frac{\kappa_1}{\kappa_2}, \quad \sigma = \frac{K_2}{K_1} k, \quad \alpha = \frac{\sigma - 1}{\sigma + 1} \dots\dots\dots (14)$$

$$k_0^2 = \frac{\kappa_2}{\kappa_3}, \quad \sigma_0 = \frac{K_3}{K_2} k_0, \quad \alpha_0 = \frac{\sigma_0 - 1}{\sigma_0 + 1} \dots\dots\dots (15)$$

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{erfc}(Y) &= 1 - \operatorname{erf}(Y) \\ \operatorname{erf}(Y) &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^Y e^{-\xi^2} d\xi \quad \text{誤差関数} \end{aligned} \right\} \dots\dots (16)$$

つぎに θ_1 についても解を求めなくてはならないが， $\bar{\theta}_1$ を求めても θ_1 への逆変換が困難である。したがって θ_1 については短期間の蒸発量または熱応力を計算するときには有用であるので，二層近似でも十分な精度が得られるものと思われる。そこで図-4において①と②からなる二層の半無限固体のモデルについて θ_1 を求めると

$$\begin{aligned} \frac{\theta_1 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = & \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n \left\{ \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right. \\ & \left. - \alpha \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \dots\dots\dots (17) \end{aligned}$$

になりこのときの θ_2 は次式のようになる。

$$\frac{\theta_2 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{2}{1+\sigma} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+kx}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \dots (18)$$

したがって二層の場合の単位面積，単位時間当りの蒸発熱量は次式のようになる。

$$\begin{aligned} Q &= K_1 \left[\frac{\partial \theta_1}{\partial x} \right]_{x=l} = \frac{K_1 (\theta_\infty - \theta_c)}{\sqrt{\pi \kappa_1 t}} \\ & \times \left\{ 1 + \sum_{n=1}^{\infty} 2\alpha^n e^{-\frac{n^2 l^2}{\kappa_1 t}} \right\} \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

以上有限幅をもつ多層体の温度分布，蒸発熱量を求める理論式を導いてきたがこの理論式は冷却面を平板でおきかえているので長時間経過時の凍結深度は実験値よりもやや大きな値をとり蒸発熱量については実験値よりもやや小さな値をとる傾向がある。この傾向は地下タンクの寸法が小さいときははっきり現われるが内径が数十メートル程度の大きになればあまり現われない。しかし冷却初期における各部材の温度変化あるいは蒸発熱量を検討するには各部材の影響が考慮されているので実験値と良く一致する。とくに地下タンクの蒸発熱量が最大値を示すときは冷却初期であるので蒸発熱量を算出するには上記の平板の近似式またはつぎの 3.(4).b) で述べる近似式を十分に適用することができる。図-5 に二層で計算した場合の凍結深度をモデルAとして示し，図-6 には三層の場合のタンクの外壁が凍結を開始するときの時間と肉厚の関係を示している。

(3) 本体の熱応力と徐冷速度との関係

熱応力は徐冷条件によって大きく変わるので低温地下タンクの内壁に生ずる熱応力と徐冷速度の関係および内壁の引張りずみを許容値以下におさえるための所要冷却時間と壁厚の関係を理論的に解析した。計算方法は図-7 に示すような半無限固体の内壁を常温から液温まで直線的に t_0 時間かけて徐冷しその後は一定の液温に保つという条件のもとに解いた。常温と液温の差を $\Delta\theta$ とす

図-5 凍結深度の計算モデルによる相違

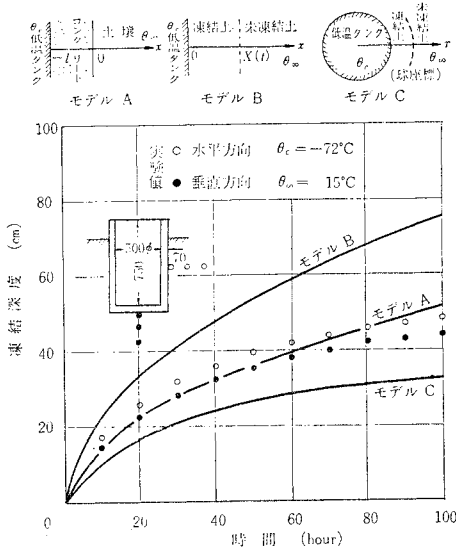
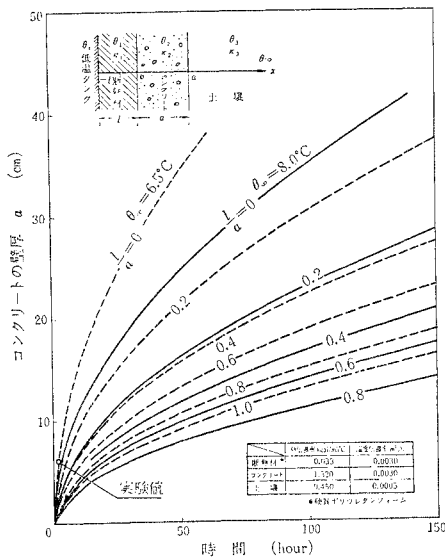


図-6 タンク外壁が0°Cになるときの時間とコンクリート壁厚の関係



るとタンクの内面の温度が

$$\theta_s = \Delta\theta \left(\frac{t}{t_0} \right), \quad 0 \leq t \leq t_0 \quad \dots\dots(20)$$

$$\theta_s = \Delta\theta, \quad t \geq t_0 \quad \dots\dots(21)$$

であるときのタンク内の温度分布はつぎのようになる。

$$\theta = \Delta\theta \left(\frac{t}{t_0} \right) 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{x}{2 \sqrt{\kappa t}}, \quad 0 \leq t \leq t_0 \quad \dots\dots(22)$$

$$\theta = \Delta\theta \left\{ \frac{t}{t_0} 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{x}{2 \sqrt{\kappa t}} \right. \quad \dots\dots(23)$$

$$\left. - \frac{t-t_0}{t_0} 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{x}{2 \sqrt{\kappa(t-t_0)}} \right\}, \quad t \geq t_0$$

したがって熱応力 σ_T はつぎのようになる。

$$\sigma_T = \frac{E \beta}{1-\nu} \left\{ \frac{1}{l} \int_0^l \theta dx - \theta \right\} \quad \dots\dots(24)$$

図-7 タンクの内壁に発生する熱応力

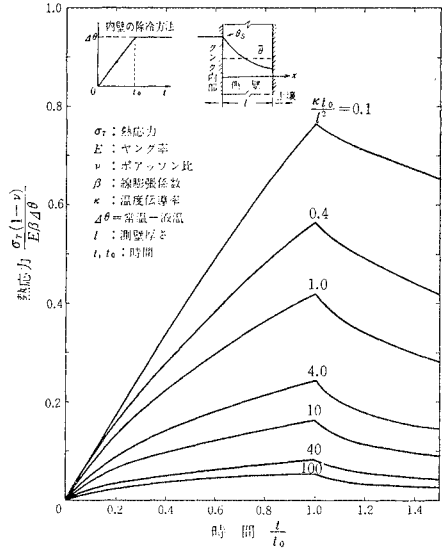
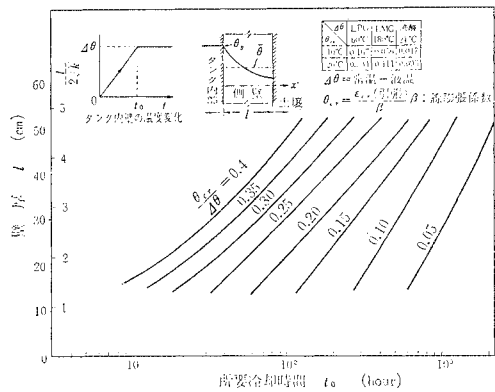


図-8 地下タンクの壁厚と所要冷却時間の関係



ただし κ, E, β, ν は温度伝導率, 弾性率, 線膨張係数, ポアソン比である。また

$$4 i^2 \operatorname{erfc}(Y) = (1+2 Y^2) \operatorname{erfc}(Y) - \frac{2}{\sqrt{\pi}} Y e^{-Y^2} \quad \dots\dots(25)$$

なる関係がある。

図-7 にタンク内壁の熱応力と時間の関係を無次元化して示す。この図より $t=t_0$ の時に最大熱応力が発生することがわかる。また壁厚 l が薄くなるにしたがって熱応力も小さくなる。図-8 は内壁の許容引張りずみが与えられたときの所要冷却時間と壁厚の関係を示している。この図より許容引張りずみが小さくなるにしたがって壁厚 l を薄くするか所要冷却時間を長くしなければならないことがわかる。

(4) タンク内部の液体の蒸発量

地上タンク方式と地下タンク方式の蒸発量の相違を定量的に比較してみると液体を直接注入したと仮定した場合に地下タンク方式は注入初期にとくに多くの蒸発熱量

を示しその後時間の経過と共にしだいに減少しやがては地上タンクよりもはるかに小さな値を示すようになる。

実際には液体を直接注入することはなく徐冷しながら注入することになるのでこの場合の地下タンク方式の蒸発熱量は徐冷終了時に最大蒸発量を示すことがわかる。

a) 直接液を注入したと仮定した場合

地上タンクおよび地下タンクの蒸発量の差を定量的に求めるために計算を簡素化して厚さ l のコンクリートで作ったタンクを地上および地下に放置した場合また断熱材だけでタンクを作り地上および地下に埋設した場合の蒸発熱量を比較した。

図-9 地下方式と地上方式の LPG 蒸発量の相違

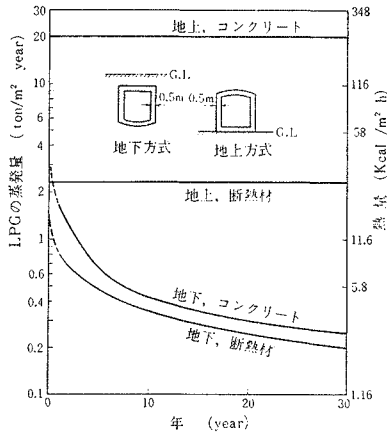
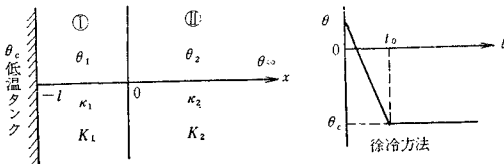


図-9 は液化プロパンを例にとり厚さ $l=0.5\text{ m}$ のときの蒸発量を示す。この図より冷却初期においては地下方式の方が蒸発量がいくぶん多くなる可能性があるが長時間経過したときは地下方式の方が経済的であることがわかる。地上方式はタンク表面での熱伝達により限りなく熱をうばうので肉厚の薄いタンクほど地上に構築することは不経済である。

b) 徐冷速度および断熱材の蒸発量への影響

これまでの近似計算から熱量的には地下タンク形式の方が地上タンク形式よりも経済的であることがわかった。そこでタンクを設計する際にタンクの厚さ、断熱材の質と厚さを決めるのに前に説明した熱伝達力や土圧などから算出するうえにこの蒸発熱量も考慮に入れて設計すればより経済的かつ安全な地下タンクを製作することができる。実際の低温用タンクの場合地上式も地下式も液を直接注入せず徐冷しながら注入するのが常識である。そこでこの初期冷却速度および断熱材寸法を定量的

図-10 計算モデル



に求める一番良い方法は三層平板のモデルを使って計算すれば厳密解に近い値が得られるが前述したごとく計算が複雑になるために二層平板で近似した。すなわち 図-10 の計算モデルを使いタンク内面の徐冷方法は t_0 時間で地中平均温度 (θ_∞) から液温 (θ_c) まで直線的に冷却しその後は液温を一定に維持するものと仮定した。

この計算においても土壌の熱的性質は凍結することによって変化しないと仮定した。

微分方程式

$$\frac{\partial^2 \theta_1}{\partial x^2} - \frac{1}{\kappa_1} \frac{\partial \theta_1}{\partial t} = 0, \quad -l \leq x \leq 0, \quad t > 0 \quad \dots\dots (26)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_2}{\partial x^2} - \frac{1}{\kappa_2} \frac{\partial \theta_2}{\partial t} = 0, \quad x \geq 0, \quad t > 0 \quad \dots\dots (27)$$

$$\text{初期条件} \quad t=0 \text{ で } \theta_1 = \theta_2 = \theta_\infty \quad \dots\dots (28)$$

境界条件

$$x = -l \quad 0 \leq t \leq t_0 \text{ で } \theta_1 = \frac{t}{t_0} (\theta_c - \theta_\infty) + \theta_\infty \quad \dots\dots (29)$$

$$x = -l \quad t \geq t_0 \text{ で } \theta_1 = \theta_c \quad \dots\dots (30)$$

$$x = 0 \quad t > 0 \text{ で } K_1 \frac{\partial \theta_1}{\partial x} = K_2 \frac{\partial \theta_2}{\partial x} \quad \dots\dots (31)$$

$$x = 0 \quad t > 0 \text{ で } \theta_1 = \theta_2 \quad \dots\dots (32)$$

$$x = \infty \quad t > 0 \text{ で } \theta_2 = \theta_\infty \quad \dots\dots (33)$$

1) $0 \leq t \leq t_0$ のときの解

Laplace 変換を応用して解くとつぎの結果を得る。

$$\frac{\theta_1 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} - \alpha^{n+1} 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \quad \dots\dots (34)$$

$$\frac{\theta_2 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{2}{1+\sigma} \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+kx}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \quad \dots\dots (35)$$

したがって $x = -l$ の面で単位面積、単位時間当り流れる熱量 Q は式 (34) より

$$\frac{Ql}{K_1(\theta_c - \theta_\infty)} \cong -\frac{l}{\sqrt{\kappa_1 t}} \frac{t}{t_0} \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^n 2 i \operatorname{erfc} \frac{nl}{\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \quad \dots\dots (36)$$

になる。ただし

$$2 i \operatorname{erfc}(Y) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} e^{-Y^2} - 2 Y \operatorname{erfc}(Y) \quad \dots\dots (37)$$

2) $t \geq t_0$ のときの解

同様に Laplace 変換を応用してつぎの結果を得る。

$$\frac{\theta_1 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n \left\{ 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} - \alpha 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} + \frac{t-t_0}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n \left\{ \alpha 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l-x}{2\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} - 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l+x}{2\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \right\} \quad \dots\dots (38)$$

$$\frac{\theta_2 - \theta_\infty}{\theta_c - \theta_\infty} = \frac{2}{1 + \sigma} \left\{ \frac{t}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l + kx}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right. \\ \left. - \frac{t - t_0}{t_0} \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n 4 i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n+1)l + kx}{2\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \right\} \dots\dots\dots(39)$$

$$\frac{Ql}{K_1(\theta_c - \theta_\infty)} \approx - \frac{t}{t_0} \frac{l}{\sqrt{\kappa_1 t}} \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} \right. \\ \left. + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^n 2 i \operatorname{erfc} \frac{nl}{\sqrt{\kappa_1 t}} \right\} \\ + \frac{t - t_0}{t_0} \frac{l}{\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} \right. \\ \left. + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^n 2 i \operatorname{erfc} \frac{nl}{\sqrt{\kappa_1(t-t_0)}} \right\} \dots\dots\dots(40)$$

図-11 蒸発熱量 (徐冷条件付)

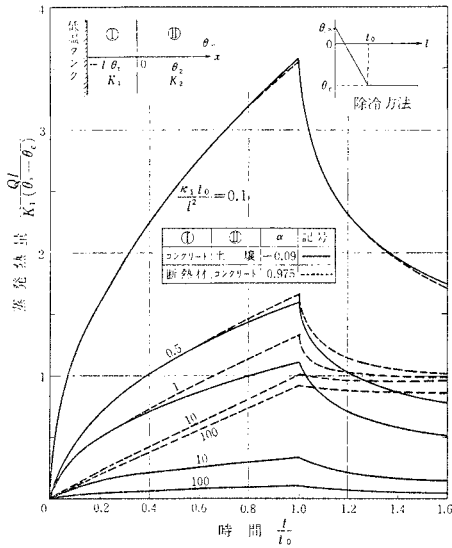


図-11 は時間と蒸発量の関係をフーリエ数 $\kappa_1 t_0 / l^2$ をパラメーターとして示す。図中の実線は①,②の組み合わせがコンクリートと土壌から成る場合で点線は③,④の組み合わせが断熱材とコンクリートから成る場合の計算結果である。地下タンクに低温の液体を直接注入する場合の蒸発量は t が零の近傍では発散するがこの計算のように徐冷条件を考慮すると $t/t_0=1$ のときに最大蒸発量を示しその後時間の経過と共に減少していくことがわかる。この点が地下タンクの利点の一つである。このグラフから蒸発熱量, 冷却時間, 断熱材の厚さの関係を求めることができる。

(5) 凍上現象とその防止対策

凍上現象とは地下で水が霜柱状氷層となつて分離析出してタンクを上方にもち上げることでありとされている。したがって完全に水で飽和された土壌は土壌中の水分が凍結して体積膨脹を起こし結果的にはタンクを上方にもち上げることになるが霜柱

状氷層が発生しないので凍上しないという説もある。しかし著者らの実験によると堅く突き固めた粘土を凍結凍上させたのち断面を観察したところ霜柱状の氷層というよりも単なる薄い氷層 (ice lens) の方が多く認められた。土壌の凍結は霜柱状氷層, 単なる氷層, 霜降状凍結, 氷粒, コンクリート状凍結, 空洞などその凍結状態ははなはだしく複雑である^{(11),(12),(13)}。したがって本報ではこれらの凍結様式のすべてを含むもの, すなわち土壌の凍結によってタンクが上方にもち上げられる現象を凍上現象として扱うことにする。

凍上に伴う氷の分離析出現象について最も詳しく研究したのは Stephen Taber^{(5),(6)}で冷蔵庫の中で各種の土を種々の条件のもとで凍らせてその際土中に分離析出する氷層の厚さと数と凍上量の関係を調べた。

本報では土質と地下水位の凍上への影響を調べ凍上防止対策を確立するために凍上再現実験および凍上防止対策実験を行なった結果について述べる。凍上防止対策実験とは地下水位の上昇をしゃ断する方法, 土質安定剤を侵透させる方法, 電気侵透法および氷点降下剤を散布する方法を試みた。

a) 凍上再現実験

実験装置を 図-12 に, 実験条件を 図-13 に示す。実験装置は 80φ×100×0.2t の薄鋼板製の容器の周囲を断熱したものをも模型低温タンクにした。そこでこの模型タンクを 240×350 の缶の中に埋設した。温度測定のため

図-12 実験装置

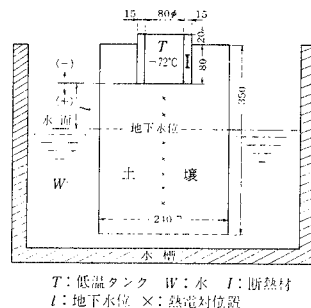
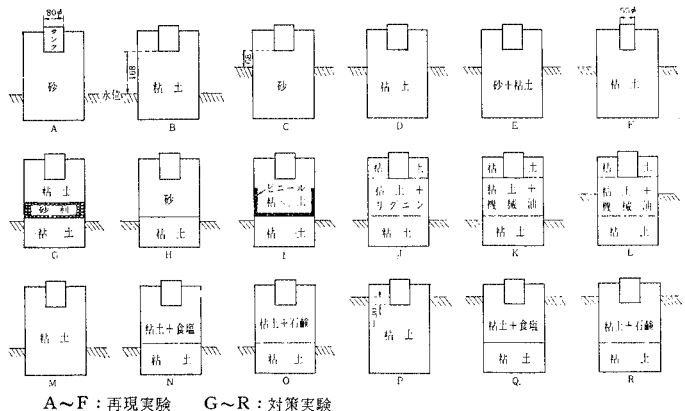


図-13 実験条件



A~F: 再現実験 G~R: 対策実験

図-14 凍上量の比較

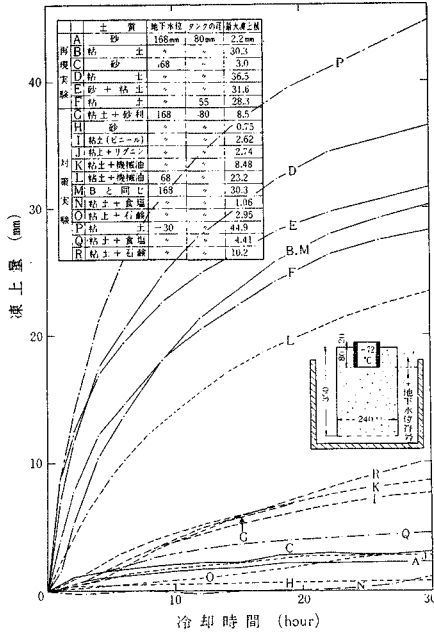
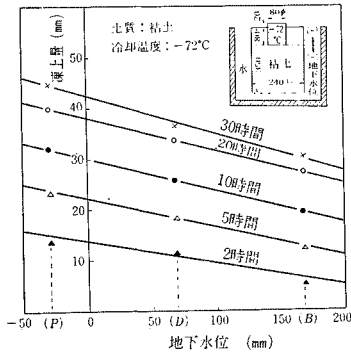


図-15 凍上量と地下水位の関係



めにアルメルクロメルの熱電対を埋設した。タンクの冷却方法はエタノールとドライアイスで -72°C になるように常にドライアスを補給した。実験条件は模型タンク直径 (80φ, 55φ) 2条件, 土質 (砂, 粘土, 砂+粘土) 3条件, 地下水位 (168 mm, 68 mm, -30 mm) 3条件である。なお後述する凍上防止法は7条件である。試料番号Eの砂+粘土と表示したのはおのおの半々に混合したものである。これらの実験結果を 図-14, 図-15 に示す。これらの凍上再現実験からつぎのことが明らかになった。

① 模型タンクの径の凍上量への影響：同一土質, 同一地下水位を与えた場合は径の大きい方が凍上量は大きい (DとFの比較)。これは当然のことであって熱の流通面積が大きくなるからである。したがって同じ容量のタンクを作る場合は直径に対して深さが深いほど凍上量が少ないといえる。

② 地下水位の影響：タンクの径 80φの粘土試料 (P, D, B) について地下水位と凍上量の関係を示したのが 図-15 である。このグラフから両者は直線的な関係にあることがわかる。このことから地下水位がタンクの底面より高いシルトおよび粘土土壌では凍上によるタンクの倒壊も起こりうるであろう。また地下水位の高い土壌ほど凍上の飽和性が悪い。したがって地下水位の面から考えると臨海工業地帯のような軟弱で地下水位の高い場所へタンクを構築することは好ましくない。

③ 土質の影響：一般にシルト, 粘土, 砂の順で凍上を起こしやすいといわれている。このことは簡単に考えると土粒子の径が大きすぎても小さすぎてもつまり土粒子間の間げきが大きすぎても小さすぎても地下水の上方への毛管現象をにぶらせることになるが適当な土粒子間げきがあれば地下水位の補給が容易になり大きな凍上を起こすことになる。したがってシルトが一番凍上しやすいのである。この実験およびその後の実験から上記のことが確認された。そして砂は非凍上性の土質であることがわかった。実験終了後凍結部分を割って観察したところ粘土には霜柱状氷層は認められなく, ice lens が完全飽水土の部分に多く発生していた。また粘土や砂では土粒子間げきにある水がその位置で凍るという感じであるが, シルトの場合は土の粒子が外にはじき出されて水だけが1カ所に集まって凍り土粒子の密度は最初より小さくなっている部分がみとめられた。すなわちシルトの中に含まれている水分は凍結の際分離析出しやすいのである。

b) 凍上防止対策実験

これまでの再現実験を参考に凍上防止対策実験を行った。その結果経済的な面を考えず技術的な面からのみ考えると食塩とか塩化カリウムなどの氷点降下剤を土壌中に散布させることが一番有効であることがわかった。二番目に有効と思われる方法はタンクの回りの熱影響部の土壌を砂で置き換える方法である。そのほかに土質安定剤として用いられているリグニンを注入する方法とか, 下からの地下水の補給をシャ断する方法があげられる。絶対に凍上させないためには熱影響部を氷点降下剤入りの砂で置換する方法が良い。ここで問題になるのは氷点降下剤, 土質安定剤にしろ地下水は常に流動しているために長い年月のうちには拡散現象によってこれらの化学薬剤の濃度が薄くなり凍上防止効果が薄れてくることである。このような点では熱影響部を砂で置換する方法は有効である。

以上の実験で凍上防止対策の目安がいたので大型コンクリートタンクを使って実際に屋外で確認するとともに凍結深度などの計算値と実験値とが一致するか否かを確認した。また凍結土圧も測定した。実験に使用した鉄筋コンクリート製タンクとこれを埋設した場所の土質

図-16 実験タンク埋設状況

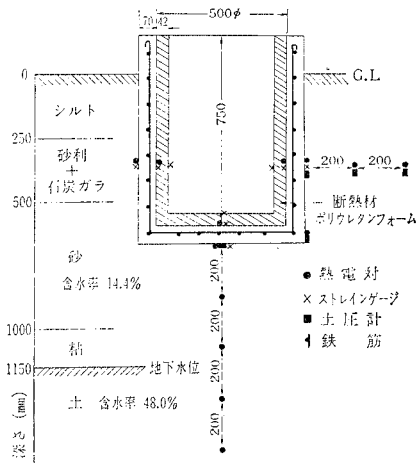
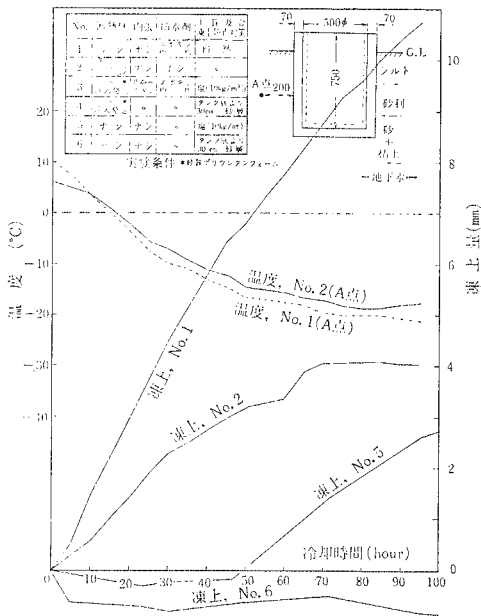
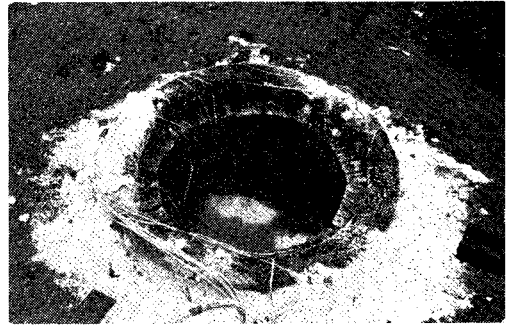


図-17 凍上量および温度変化



状況を図-16に、実験条件および実験結果を図-17に凍結深度を図-5に示す。実験タンクは6個を用いそのうち2個には(No. 3, No. 4)内側に厚さ42mmの硬質ポリウレタンフォームを注入発泡しさらにその内面に0.4mmのトタン板を内張りした。このため断熱効果が良いので凍上現象が認められなかったため図-17では省略している。図-17をみるとNo.1のタンクに対してNo.5, No.6のタンクは非常に少ない凍上量を示し凍上防止対策方法としては有効であることが確認された。これらのタンクの場合(No.3, No.5)塩は土壌中に一緒に混入させたのではなくタンクの底面に10kg/cm²の割合でばらまき上から水をかけたものである。したがって凍上再現実験と多少塩の使い方が異なる。一方No.4, No.6の土質はタンクの底より30cm砂で置換したも

写真-1 凍上屋外実験



のである。写真-1は冷却終了時の状況。

(6) 凍結土圧

凍結土圧は凍上と全く同じ現象と考えられるが、この凍結土圧はタンクの周囲の土質、地下水位、間げき率、密度等に依存する抱束状態や凍結状況によって大きく変化するのでこの値を推定するのは非常に困難である。

著者らは屋外の実験で低温用小型土圧計を埋設して測定したところタンク中央の外壁で最高5~6kg/cm²の凍結土圧を記録した。しかしこの土圧計は低温特性および再現性において信頼度がとぼしいので現時点でこの値を信用することは危険を伴うようである。

もし仮にこの程度の凍結土圧がかかるものとしてもそれまでに凍結した土の壁すなわち凍土は文献3)に示されるように高い圧縮強度をもつので凍土だけで凍結土圧に耐えることができる。したがってまたコンクリートも低温になると強度が増すのでこの程度の凍結土圧によってタンクが破壊するという事はあり得ないであろう。

4. 結 論

これまでに行なってきた簡単な計算や実験からつぎの結論を得ることができた。

(1) 一般に低温地下タンクに使用される2~3mm程度の薄肉内張鋼板は厚肉鋼板にくらべて低温じん性が大幅に優れている。たとえばSS-41内張鋼板は-80°C程度までは低温じん性が常温にくらべて劣化することがないので脆性破壊の起こる危険もなく安心して使用できる。しかし液体メタン、液体酸素、液体窒素などの超低温の液体を貯蔵する地下タンクの内張鋼板には9%ニッケル鋼、アルミニウムまたはステンレス鋼などが適当であろう。

(2) 液体窒素をコンクリートタンクに直接注入しても熱応力によるきれつは認められなかった。このことはコンクリートが低温になると圧縮強度、引張強度ともに向上するためであると考えられる。コンクリートの強度向上にはセメント量および水分の量が影響して、これらの量の多いものほど強度が増加する。

(3) 凍結土もコンクリートと同じく低温になると強

度が増加するので、タンク本体が強度の大きい凍結土によって保護されていることになるので、タンクの安全性はさらに向上する。

(4) タンク本体に発生する熱応力は徐冷が完了する時点で最大値を示しその後時間の経過と共に減少していく。徐冷速度と熱応力の関係および許容引張ひずみと徐冷速度と壁厚の関係を定量的に求めることができた。

(5) 温度分布、凍結深度、蒸発熱量を求める近似式を導くことができた。そしてこれらを用いて計算された値は実験値とほぼ一致することが確認された。

冷却初期の状態を知るには一次元の平板モデルを、長時間経過時のそれを知るには球座標を使って計算するとよい。

(6) 低温液体の蒸発量はタンクの徐冷が終る時に最大値を示しそれ以後は減少する。地下タンクは地上タンクにくらべて蒸発熱量が少なく経済的であることが立証された。

(7) 凍上現象は周囲の種々の条件に大きく依存するが凍上に最も影響を与える因子は土質と地下水位である。

一般にシルト、粘土は凍上を起こしやすく、砂は非凍上性の土質である。中でもシルト質土は不整凍上を伴う大きな凍上量を示し構造物を倒壊させる危険性がある。地下水位と凍上は直線的な関係にあることが実験的にわかった。

(8) 凍上防止対策としては熱影響部の土質を非凍上性の砂で置換するか氷点降下剤を土壤中に散布させるとよい。さらに経済的に許されるならば電気ヒーターを埋設すればより効果的であるが可燃性ガスを貯蔵するときには十分な注意が必要である。しかしこれらのどの方法をとっても全部定性的な実験であって定量的な実験の裏付けがないので実用化にはまだ研究の余地が残されている。

(9) 模型地下タンクを -72°C に冷却して凍結土圧

を測定したところ $5\sim 6\text{ kg/cm}^2$ の値が観測されたが土圧計の精度と再現性に信頼できかねる点があるためにこの値を信用することは現時点では危険性を伴うようである。なお凍結土圧についてはさらに実験および検討を重ねている次第である。

最後に本研究を遂行するにあたってご指導をいただいた前田部長および実験の援助をお願いした酒井研究員をはじめとする中村(宇)、山岡、大島の諸兄に謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 秋田好雄：薄鋼板と鉄筋コンクリートによる プレハブのコンポジット=シェル=セグメント製地下タンク, カラム No. 20
- 2) B.E. Eakin : Belowground Storage of Liquefied Natural Gas in Prestressed Concrete Tanks, American Gas Association, inc 1963
- 3) LNG Tank Group of the Manufactured Gas Production Committee : LNG Information Book, American Gas Association, inc 1965
- 4) Carslaw Jaeger : Conduction of Heat in Solids.
- 5) Stephen Taber : Frost Heaving, J. of Geology, 37, 1929
- 6) Stephen Taber : Mechanics of Frost Heaving, J. of Geology, 38, 1930
- 7) 高志 勤他：土壤凍結工法 [I], 冷凍 36 卷 408 号
- 8) S.E. Scisson : Planning Mined Underground Storage, Gas Age, June 9, 1960
- 9) A.F. Dyer and J.W. Hale : Underground Storage of Liquefied Petroleum Gas, Quarterly of the NFPA, July 1961
- 10) Ground Storage of Liquefied Gas, The Petroleum times, November 3, 1961
- 11) 中谷宇吉郎：凍上の機構について [I], 北大低温科学研究所報告 第 1 号
- 12) 中谷宇吉郎：凍上の機構について [II], 北大低温科学研究所報告 第 4 号
- 13) 中谷宇吉郎：凍上の実験的研究, 北大低温科学研究所報告 第 5 号
- 14) 阿部三郎：サブサイズシャルピー衝撃試験についての検討, 造船協会第 6 分科会資料 6-40-222

(1968.2.3・受付)