

# 東京湾岸地域におけるLNG地下式貯槽の スロッシング検討用地震動の評価

神谷篤志<sup>1</sup>・渡辺 修<sup>2</sup>・岡本 隆<sup>3</sup>・永田 茂<sup>4</sup>

<sup>1</sup>東京ガス株式会社 生産技術部 (〒105-8527 東京都港区海岸1-5-20)

<sup>2</sup>正会員 工修 東京ガス株式会社 生産技術部 (〒105-8527 東京都港区海岸1-5-20)

<sup>3</sup>正会員 工博 NKK 基盤技術研究所 (〒210-0855 神奈川県川崎市川崎区南渡田町1-1)

<sup>4</sup>正会員 工博 鹿島 技術研究所 (〒182-0036 東京都調布市飛田給2-19-1)

東京湾岸地域に建設されるLNG地下式貯槽について、高圧ガス保安法でスロッシング検討のために定めた過去の被害地震等に関する時刻歴応答解析を行った。また、この地域で想定される周期10秒までの周期成分を有する速度応答スペクトルを半経験的波形合成法で求め、既往の設計基準と比較しスロッシング検討用の速度応答スペクトルを示した。さらに、実貯槽の運転液位データを用いて提案する速度応答スペクトルと現行の高圧ガス保安法の入力地震動について、安全性の相異を信頼性理論により検討した。

上記結果から、東京湾岸地域のLNG地下式貯槽（1次スロッシング周期8～10秒）に対するスロッシング検討用の入力地震動は、速度応答スペクトル値で180cm/s（減衰定数0.5%）が一つの指標と考えられる。

*Key Words : LNG storage tank, sloshing, long-period ground motion, Tokyo bay area*

## 1. はじめに

貯槽にやや長周期成分が含まれている地震波が作用した場合、液面揺動（スロッシング）が励起される。このスロッシングの固有周期と地震動の卓越周期とが共振した場合は、波高が大きくなり、貯槽構造体に動液圧として作用するほか、内部構造に被害を与えることが考えられる。このため、スロッシングに関する検討は、貯槽の耐震安全性を検討する上で重要項目となっている。

LNG地下式貯槽のスロッシングを検討する際、高圧ガス保安法「高圧ガス設備等耐震設計基準」<sup>1)</sup>が適用されている。この基準では、液面揺動の固有周期に応じて設計地震動（第2設計地震動）が設定されており、固有周期7.5秒以下で、50cm/sの速度入力、固有周期7.5秒超で、60cmの変位入力規定されている。また、応答解析を実施する場合、上記の固有周期に応じた速度または変位を有する適切な地震波を入力とした時刻歴応答解析法、もしくは、正弦波による三波共振法を適用することとしている。また、消防法「危険物の規制に関する技術上の基準

の細目を定める告示」<sup>2)</sup>では速度応答スペクトル換算値で105.3 cm/s<sup>3)</sup>（余裕をみて空間容積を確保した場合113cm/s<sup>4)</sup>）に相当する入力地震動が規定されている。そして、API<sup>5)</sup>では、消防法のそれより小さな値が提案されている。一方、地下式貯槽の1次スロッシング周期に近い固有周期を有する超高層建築物等の入力地震動として、やや長周期成分を含む速度応答スペクトル<sup>6)</sup>が提案されている。

スロッシングに関する研究は数多く報告されている<sup>7)-12)</sup>。しかしながら、入力地震動に関する研究が不十分であり、実際に検討する際、入力地震動およびそれに基づく速度応答スペクトルの設定が大きな課題となっている。

スロッシング応答解析に用いる入力地震動の重要性に着目した研究は、これまでも多く報告されている。例えば、山本・清水<sup>13)</sup>は、既往の研究と現行のスロッシング検討用スペクトルを整理し、東京近辺における速度応答スペクトルを提案している。また、坂井<sup>14)</sup>は、長周期地震波に対する応答解析例で、速度応答スペクトル値100～150cm/sを想定している。さらに、入力地震動を推定する上で、有効性が指摘

されている半経験的波形合成法を用いたやや長周期地震動評価に関する研究<sup>15)</sup>も報告されている。

本報告は、東京湾岸地域（横浜市根岸・扇島、千葉県袖ヶ浦市）に建設されるLNG地下式貯槽に対するスロッシング設計検討用入力地震動について、現行基準の見直し提案をするために、以下の3つの観点から検討を行った。

①現行の高圧ガス保安法で規定している第2設計地震動設計用の「適切な地震波」等について、時刻歴応答解析でスロッシング波高を検討した。

②東京湾岸地域の周期10秒までの帯域を含む地震動について、半経験的波形合成法を用いて擬似速度応答スペクトルを求め、考慮すべき速度応答スペクトルを検討した。

③今回は、さらに実貯槽の運転液位データを用いて、上記の検討から得られた速度応答スペクトルを入力した場合と高圧ガス保安法の第2設計地震動について、安全性の相異を信頼性理論により定量的に比較した。

上記結果から、東京湾岸地域に限定してLNG地下式貯槽のスロッシング設計検討用入力地震動（固有周期8～10秒）について示した。なお、減衰定数は諸説あるが0.5%<sup>1), 5), 16)</sup>とした。

## 2. 過去の被害地震に対するスロッシング波高の評価

### (1) 入力実地震波

入力した実地震波は、次の10地震波、19地震波成分である。

- ① 1964年新潟地震の川岸町におけるNS方向地震記録から得られる地震波
- ② 1968年十勝沖地震の八戸におけるEW方向地震記録から得られる地震波
- ③ 1933年三陸沖地震の本郷（東京大学構内）におけるNS方向地震記録から得られる地震波
- ④ 1974年伊豆半島沖地震の本郷（東京大学構内）におけるNS方向地震記録から得られる地震波
- ⑤ 1974年伊豆半島沖地震の本郷（東京大学構内）におけるEW方向地震記録から得られる地震波
- ⑥ 1978年宮城県沖地震の塩釜工場（塩釜港）におけるEW方向地震記録から得られる地震波
- ⑦ 1923年関東大地震（東京）
- ⑧ 1983年日本海中部地震（新潟：NS成分）
- ⑨ 1983年日本海中部地震（新潟：EW成分）
- ⑩ 1964年新潟地震（秋田：NS成分）
- ⑪ 1964年新潟地震（秋田：EW成分）

⑫ 1993年北海道南西沖地震（苫小牧：NS成分）

⑬ 1993年北海道南西沖地震（苫小牧：EW成分）

⑭ 1993年北海道南西沖地震（新潟：NS成分）

⑮ 1993年北海道南西沖地震（新潟：EW成分）

⑯ 1993年北海道南西沖地震（秋田：NS成分）

⑰ 1993年北海道南西沖地震（秋田：EW成分）

⑱ 1995年兵庫県南部地震（尼崎：NS成分）

⑲ 1995年兵庫県南部地震（尼崎：EW成分）

①～⑥は、「高圧ガス設備等耐震設計基準」で通達<sup>17)</sup>に示されている時刻歴応答解析を行う場合の第2設計地震動である。①と②は、それぞれ文献18), 19)による。③～⑤は、東京大学地震研究所よりデータの提供を受けた<sup>20)</sup>。⑥は、文献21)のデータに文献22)のフィルターにより補正し作成した。SMACの強震計の記録は、数秒以上の成分において信頼性の低いことが考えらるが、第2設計地震動として採用されており、この地震波を検討対象とした。また、データの補正は文献22)の方法が文献7)の調査報告書にも記載されていることから採用した。

⑦は、文献23)による。⑧～⑪は、気象庁1倍強震計の記録から作成した。この内、日本海中部地震の記録は振り切れており、波形の欠損部を補正した<sup>24)</sup>。⑫～⑰は、気象庁の87型デジタル加速度強震計の記録を用いた<sup>8), 9)</sup>。⑱～⑲は、関西地震観測研究協議会の記録を用いた。

なお、地震波は、原記録のレベルのまま入力した。

### (2) 解析手法・解析対象貯槽

スロッシング波の応答は、軸対称線形ポテンシャル理論により求めた。この時、モードは、10次まで重ね合わせ、減衰定数は、0.5%とした。解析対象貯槽は、6種類の東京湾岸地域に位置するLNG地下式貯槽である。これら貯槽の諸元およびスロッシング波の1次～3次の固有周期を表-1に示す。なお、設計液深とは、運用上の最大液深であり、この場合が貯槽屋根からのクリアランスが一番小さい状態である。

### (3) 解析結果

表-1に各地震波、各貯槽に対するスロッシング最大波高を示す。なお、同一地震において二方向の成分が記録されている場合は、二方向の地震波成分を考慮した解析から最大波高を求め<sup>8)</sup>、それも表-1に示した。図-1に貯槽側壁における波高の時刻歴応答解析結果の一部を、また、図-2に波面モードの一部を示す。これらスロッシング応答解析結果より次のことが考察される。

表-1 貯槽塔元および発生スロッシング最大波高

貯槽番号 No.		1	2	3	4	5	6
所在地		袖ヶ浦	扇島	袖ヶ浦	根岸	根岸	袖ヶ浦
貯槽記号		S-1	O-1	S-2	N-1	N-2	S-3
容量 (千m <sup>3</sup> )		60	200	60	200	95	130
半径 R (m)		32	36	30	34	32	32
設計液深 H (m)		18.7	49.2	21.3	55.1	29.5	40.4
H/R		0.584	1.367	0.710	1.617	0.922	1.263
固有周期	1次 (sec)	9.40	8.93	8.72	8.66	8.65	8.45
	2次 (sec)	4.93	5.22	4.76	5.07	4.92	4.92
	3次 (sec)	3.89	4.12	3.76	4.01	3.89	3.89
スロッシング波高 $\eta$ (m)	①新潟地震 (川岸町) NS	1.76	1.96	1.02	1.54	1.24	1.32
	②十勝沖地震 (八戸) EW	0.46	0.54	0.47	0.53	0.50	0.51
	③三陸沖地震 (本郷:東京大学構内) NS	0.27	0.33	0.38	0.41	0.39	0.29
	④伊豆半島沖地震 (本郷:東京大学構内) NS	0.30	0.40	0.34	0.39	0.37	0.41
	⑤伊豆半島沖地震 (本郷:東京大学構内) EW	0.22	0.26	0.20	0.20	0.21	0.18
	⑥宮城県沖地震 (塩釜港) EW	0.34	0.41	0.39	0.42	0.41	0.43
	⑦関東大地震 (東京)	1.49	1.30	0.88	0.89	0.83	0.85
	⑧日本海中部地震 (新潟) NS	1.35	1.80	1.56	1.80	1.68	1.45
	⑨日本海中部地震 (新潟) EW	0.65	0.89	1.36	1.78	1.67	1.76
	⑩新潟地震 (秋田) NS	0.24	0.22	0.20	0.31	0.27	0.33
	⑪新潟地震 (秋田) EW	0.52	0.72	0.61	0.67	0.62	0.46
	⑫北海道南西沖地震 (苫小牧) NS	3.12	3.67	3.13	3.59	3.30	3.17
	⑬北海道南西沖地震 (苫小牧) EW	1.34	1.28	1.07	1.27	1.19	1.28
	⑭北海道南西沖地震 (新潟) NS	2.14	1.07	0.84	0.92	0.87	1.10
	⑮北海道南西沖地震 (新潟) EW	0.98	0.68	0.69	0.79	0.75	0.96
	⑯北海道南西沖地震 (秋田) NS	0.55	0.77	0.76	0.84	0.79	0.82
	⑰北海道南西沖地震 (秋田) EW	0.86	1.36	1.22	1.43	1.31	1.27
	⑱兵庫県南部地震 (尼崎) NS	0.81	1.08	0.95	1.18	1.18	1.13
	⑲兵庫県南部地震 (尼崎) EW	1.02	1.18	1.13	1.22	1.18	1.24
	二 方 向 成 分 考 慮	伊豆半島沖地震 (本郷)	0.37	0.47	0.38	0.43	0.42
日本海中部地震 (新潟)		1.36	1.93	1.60	1.86	1.75	1.88
新潟地震 (秋田)		0.53	0.72	0.61	0.68	0.63	0.51
北海道南西沖地震 (苫小牧)		3.19	3.80	3.22	3.70	3.41	3.29
北海道南西沖地震 (新潟)		2.14	1.19	0.99	1.08	1.01	1.28
北海道南西沖地震 (秋田)		0.95	1.46	1.36	1.60	1.49	1.49
考慮	兵庫県南部地震 (尼崎)	1.27	1.58	1.45	1.64	1.58	1.61
60cm三波共振		6.57	8.20	7.17	8.26	7.77	8.15

a) 新潟地震 (川岸町) では、図-2(a) に示すように 2 次モードの影響が大きく、最大波高は、貯槽側壁ではなく貯槽中央で生じる。

b) 十勝沖地震では、高次モードの波が生じる (図-2(b))。これは、この地震の速度応答スペクトル値のピークが 2~3 秒にあることから推察できる。

c) 伊豆半島沖地震では、図-1(b) に示すように各貯槽ともほぼ 10 波程度で最大波高に達する。また、図-2(c) の例に示すように高次モードの波も一部発生するが、ほぼ 1 次モードで揺動する。

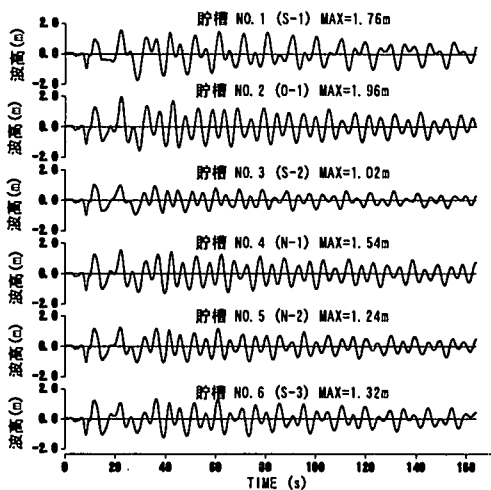
d) 関東大地震では、図-1(c)、図-2(d) に示すようにすべての貯槽においてほぼ 1 次モードで揺動する。

e) 日本海中部地震では、図-1(d) に示すように、貯槽により発達過程が異なり、波高が一度発達し、小さくなり、また発達する過程をたどる貯槽もある。発達過程は貯槽により異なるが、すべての貯槽において、ほぼ 1 次モードで揺動する (図-2(e))。

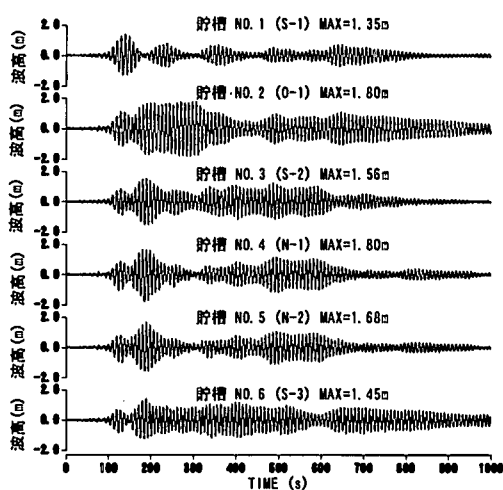
f) 新潟地震 (秋田) では、川岸町と異なり 1 次モードが卓越して揺動する (図-2(f))。

g) 北海道南西沖地震では、図-1(e)、図-2(i) に示すように、すべての貯槽において、ほぼ 1 次モードで揺動する。

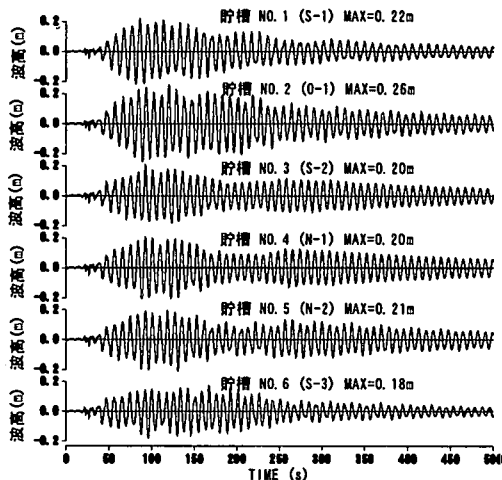
h) 兵庫県南部地震では、図-1(f)、図-2(j) に示すように、1 次モードのスロッシング波に高次モードの波が重なりあって揺動する。



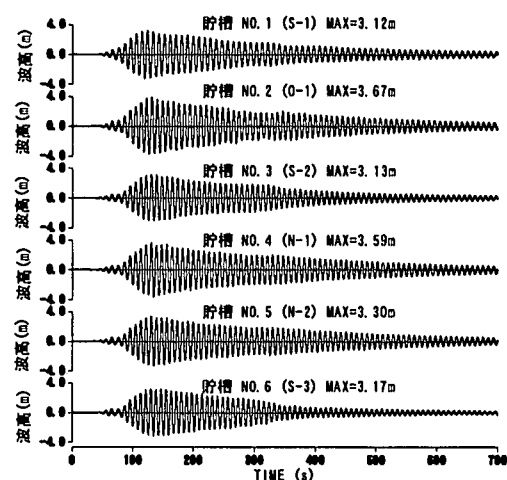
(a) 新潟地震 (川岸町)



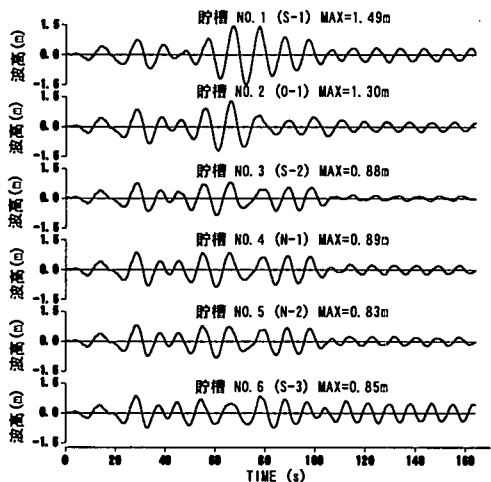
(d) 日本海中部地震 (新潟) NS



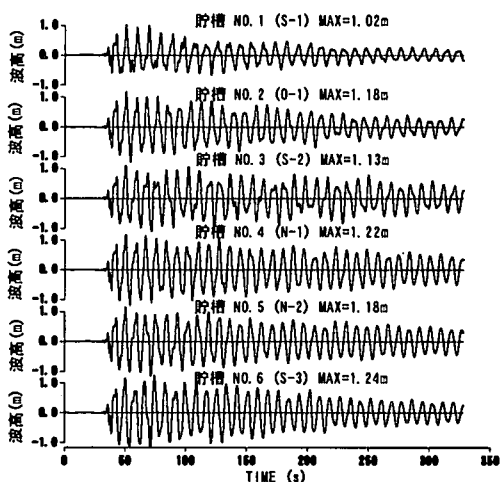
(b) 伊豆半島沖地震 (本郷) EW



(e) 北海道南西沖地震 (苫小牧) NS

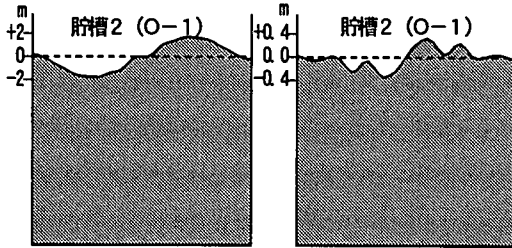


(c) 関東大地震



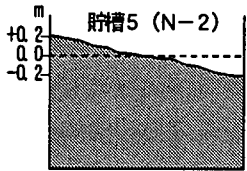
(f) 兵庫県南部地震 (尾崎) EW

図-1 貯槽側壁における波高の時刻歴応答解析結果

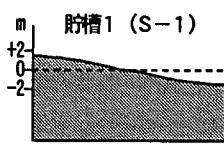


(a) 新潟地震 (川岸町)

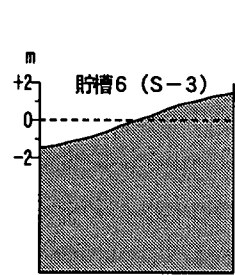
(b) 十勝沖地震 (八戸)



(c) 伊豆半島沖地震EW

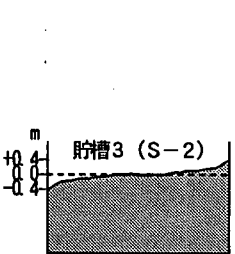


(d) 関東大地震

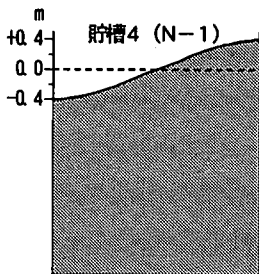


(e) 日本海中部地震 (新潟) NS

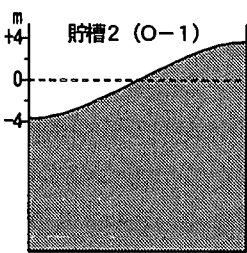
(f) 新潟地震 (秋田) NS



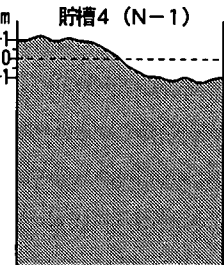
(g) 宮城県沖地震



(h) 三陸沖地震



(i) 北海道南西沖地震 (苫小牧) NS



(j) 兵庫県南部地震 (尼崎) EW

図-2 波面モード

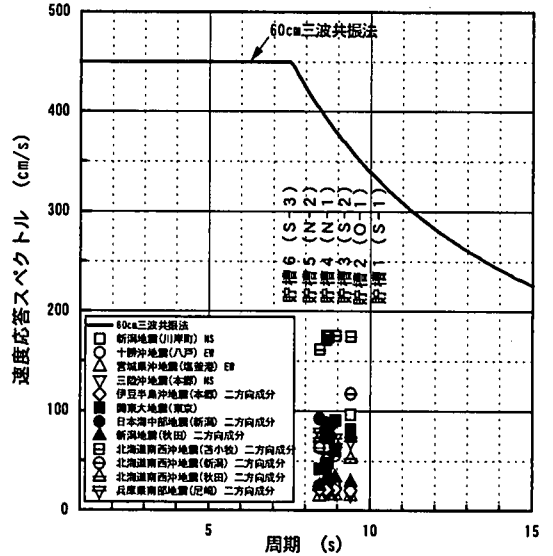


図-3 貯槽の1次固有周期と速度応答スペクトル

図-3に各貯槽において発生するスロッシング波高を考察するために、貯槽の1次固有周期 ( $T_c$ ) とスロッシング波高 ( $\eta_c$ ) から逆算した速度応答スペクトル値 ( $S_v$ ) を示す。この  $S_v$  値は、次式(1)で与えられるスロッシング波高と速度応答スペクトル値の関係<sup>25)</sup>から算出した。

$$\eta_c = 0.00245 \cdot T_c \cdot \tanh\left(\frac{1.84H}{R}\right) \cdot S_v(T, h) \quad (1)$$

$$T_c = \frac{2\pi}{\sqrt{\frac{g}{R} \cdot 1.84 \cdot \tanh\left(\frac{1.84H}{R}\right)}} \quad (2)$$

ここに、 $\eta_c$ : スロッシング波高 (m)、 $T_c$ : 貯槽の1次固有周期 (sec)、 $H$ : 液位 (m)、 $R$ : 貯槽半径 (m)、 $g$ : 重力加速度、 $S_v(T, h)$ : 周期  $T$  と減衰定数  $h$  における速度応答スペクトル値 (cm/s) である。また、この図には、現設計法である高圧ガス保安法に示される60cm三波共振法に基づくスロッシング波高の計算式(3)<sup>26)</sup>より算出されるスロッシング波高から逆算した速度応答スペクトルの値も示した。

$$\eta_c = \frac{297.4 \cdot D_H \cdot R}{T_c^2 \cdot g} \quad (3)$$

ここに、 $\eta_c$ : スロッシング波高 (m)、 $D_H$ : 変位片振幅 (cm)、 $R$ : 貯槽半径 (m)、 $T_c$ : 貯槽の1次固有周期 (sec)、 $g$ : 重力加速度である。なお、貯槽の固有周期7.5秒以上では60cmまた、固有周期7.5秒以下では、 $(50 T_c) / (2\pi)$  cmの変位片振幅  $D_H$  を用いている。

表-2 想定地震の断層パラメータ<sup>36)-39)</sup>

想定地震名	長さ (km)	幅 (km)	上端・深さ (km)	走行 (度)	傾斜・角 (度)	滑り角 (度)	地震・モーメント ( $\times 10^{26}$ dyne $\cdot$ cm)	破壊・伝播速度 (km/s)	立上・時間 (s)	破壊形式
南関東地震	130	70	5	290	34	162	76.0	3.0	5.0	断層西端から一方向破壊
東海地震	120	50	2	198	20	60	90.0	2.7	8.6	断層南端中央から放射状破壊
房総半島沖地震	150	100	1	287	30	154	530.0	3.0	5.0	断層東端から一方向破壊
伊豆大島近海地震	17	10	2	270	85	188	1.1	3.0	2.5	断層西端から一方向破壊

図-3に示すように時刻歴応答解析結果より求めたスロッシング波高から逆算した速度応答スペクトルの値は、最大で約180cm/sであり、高圧ガス保安法に示される60cm三波共振法に基づくスロッシング波高の計算式によるそれよりかなり小さい値である。

### 3. 東京湾岸地域における検討用地震動の評価

#### (1) 解析手法

前述したように半経験的波形合成法を用いた地震動予測に関しては多くの提案がされているが、本研究ではTAKEMURA and IKEURAによる震源の不均質すべりを考慮した半経験的地震動評価法<sup>27)-29)</sup>を使用し、東京湾岸地域の地下式貯槽の1次スロッシング周期である10秒以下の周期成分を含む地震動のシミュレーションを行った。過去の研究においてスロッシングに影響を与える表面波を要素地震とする波形合成法も提案されているが<sup>30)</sup>、要素地震波形の選定を厳密に行うことにより周期10秒程度までの適用は可能であることから、TAKEMURA and IKEURAの波形合成法を使用した。

半経験的波形合成法による地震動の評価手順は以下ようになる。

- a) 要素地震と要素地震波形の選定。
- b) 要素地震波形の有効周期帯域の検討。
- c) 要素地震波形から表層地盤の影響のはぎ取り。
- d) 波形合成計算。

#### (2) 対象地震リージョンと想定地震

東京湾岸地域(横浜市根岸・扇島, 千葉県袖ヶ浦)を評価対象とした場合、潜在的危険度の高いリージョンとして、新潟沖から秋田沖にわたる日本海東縁部, 房総半島沖, 伊豆半島周辺の3リージョンが考えられる<sup>31), 32)</sup>。この3リージョンに地震地帯構造図<sup>33)</sup>を当てはめると日本海東縁部M=7.8, 房総半島沖M=8.0, 伊豆半島周辺M=7.3となる。過去に発生した地震の中から、ほぼ同規模かつ当該震源域の地震により要素地震波形となり得る観測記録が得られて

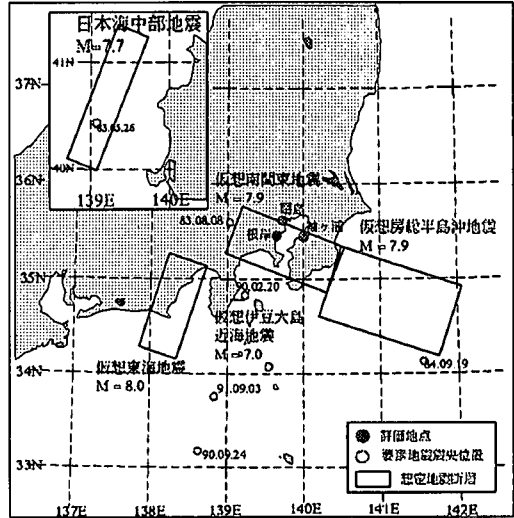


図-4 想定起震断層と評価地点

いるものを探すと、1983年日本海中部地震(M=7.7)、1605年慶長東海地震(北側の断層)(M=7.9)、1978年伊豆大島近海地震(M=7.0)が想定地震として選択される。さらに、現在、各自治体や機関で防災対策の対象にしている南関東と東海のやや長周期領域の地震動の勢力についても十分な議論がなされているとは言えないため検討を要するリージョンであり、仮想南関東地震(M=7.9)と仮想東海地震(M=8.0)を想定地震に加えた。なお、近年になってその危険性が指摘されている小田原地震についてはいくつかの提案がなされているが<sup>34), 35)</sup>、東京湾岸地域を対象とした場合には、伊豆半島周辺リージョン及び南関東地震の震源域を考慮することにより包含することができたので評価対象としていない。

図-4には、以上5つの想定起震断層と東京湾岸の評価地点の位置を示した。また、表-2には各想定地震の断層パラメータを示した。この断層パラメータについては既往の研究成果を参照しているが<sup>36)-39)</sup>、破壊形式に関しては断層と観測点の位置関係から可能な限り8~10秒の成分が卓越するような破壊開始点と破壊形式を採用した。

表-3 想定地震と波形合成に用いた要素地震

想定地震	対象 サイト	要素地震						
		断層	日付	地震名	観測サイト		気象庁 マグニチュード	震源深さ (km)
					名称	地盤モデル		
南関東地震	袖ヶ浦	東断層	1984/9/19	房総半島沖地震	扇島 (GL-120m)	1	6.6	13
		西断層	1983/8/8	神奈川県西部地震	扇島 (GL-120m)	1	6.0	22
	扇島	東断層	1984/9/19	房総半島沖地震	扇島 (GL-120m)	1	6.6	13
		西断層	1983/8/8	神奈川県西部地震	扇島 (GL-120m)	1	6.0	22
	根岸	東断層	1984/9/19	房総半島沖地震	扇島 (GL-120m)	1	6.6	13
		西断層	1983/8/8	神奈川県西部地震	根岸 (GL-40m)	2	6.0	22
東海地震	袖ヶ浦	—	1990/9/24	東海道はるか沖地震	君津 (GL-4m)	3	6.6	49
	扇島	—	1991/9/3	東海道はるか沖地震	横浜 I (GL-36m)	4	6.3	33
	根岸	—	1991/9/3	東海道はるか沖地震	横浜 I (GL-36m)	4	6.3	33
房総半島沖 地震	袖ヶ浦	—	1984/9/19	房総半島沖地震	扇島 (GL-120m)	1	6.6	13
	扇島	—	1984/9/19	房総半島沖地震	扇島 (GL-120m)	1	6.6	13
伊豆大島 近海地震	袖ヶ浦	—	1990/2/20	伊豆大島近海地震	江東 (GL-47m)	5	6.5	17
	扇島	—	1990/2/20	伊豆大島近海地震	横浜 II (地表)	6	6.5	17
	根岸	—	1990/2/20	伊豆大島近海地震	横浜 II (地表)	6	6.5	17

### (3) 波形合成で用いる要素地震波形

半経験的波形合成法では、想定地震の波動伝播経路の類似性を中小地震によって表現するため、以下の点に注意して要素地震とその波形を選定した。

- 想定地震の断層面の内部またはその周辺で発生し、主に伝播経路が類似する中小地震を選定した。
- 評価対象地点もしくは地盤条件が類似する近接地点の地震波形を用いた。
- 想定地震と中小地震の断層パラメータ間で、平均的に相似則が成立するのは、地震モーメントが  $10^{22}$  dyne・cm 以上の範囲と考えられているため、M4 以上の地震を要素地震とした<sup>28)</sup>。
- スロッシングに影響を及ぼすような地震動は、表面波が支配的であると考えられるため、表面波が励起されやすい震源深さの浅い地震を可能な限り選定した。仮想東海地震の要素波形としては、現時点で表-3 に示すように震源深さ約30km程度のものしか利用可能な記録が見当たらないため、これを利用している。このため、正規モード法による地震動予測を並行して行うことにより、波形合成法の解析結果に対する工学的判断の材料とした。
- 周期10秒までが有効周期と考えられる地震波形を選定した。具体的には、0.1~30Hz、47Hzでフラットな振幅、位相特性を有するサーボ型加速度計、速度計とデジタル式収録装置で構成される観測システムの記録だけを対象とし、さらに地震計のシステムノイズや長周期ノイズに関する検討結果から周期10秒までが有効と考えられる観測記録を使用した。
- 地表および地中で観測された要素地震波形から、地下式貯槽底面が定着する地層上部に位置する表層地盤の影響を取り除き、仮想の解放基盤面への入射波(2E)を求めて要素地震波形とした。具体的には、

仮想解放基盤面への入射波と地表および地中の観測波形の伝達関数を多層の重複反射解析 (SHAKE) によって求め、その伝達関数を観測波形に掛け合わせる処理を行った。なお、本研究で採用した要素地震波形に関しては、大地震の際に起こる地盤の剛性低下および減衰増加は生じていないと考えられるので、表層の影響を除去する際のひずみ依存性(地盤の非線形性)は考慮していない。

表-3には想定地震と使用した要素地震の関係を評価地点ごとに整理した。表中の地盤モデルに関しては既往の研究報告<sup>40)~43)</sup>を参考に作成した付図-1のモデルを使用した。日本海中部地震については、周期10秒まで信頼できる加速度波形が根岸で観測されていたため解析は省略した。

### (4) 解析結果

波形合成では、震源スペクトルのスケールング則が  $\omega^{-2}$  則に従うように断層面上のくい違い量の不均質を表す指標を正規乱数(平均値0.0, 標準偏差1.0)で与え、対象となる3地点の各水平成分ごとに10~30サンプルの加速度波形を作成し、その擬似速度応答スペクトル(減衰定数0.5%)を求めた。なお、根岸、扇島、袖ヶ浦における地震動の評価地点は、大地震時において地盤の非線形性の影響が少ない耐震設計上の基盤面とした。

#### a) 最大値の比較

図-5, 6は、波形合成で得られた加速度波形のサンプルから水平2成分を合成した最大速度と最大変位を求め、想定地震および評価地点ごとに整理したものである。速度と変位は南関東地震で最大となり、最大速度は約45cm/sを中心に分布している。最大変位は15~35cmに広く分布しており、袖ヶ浦でより大きな変位が発生している。その他の想定地震に関し

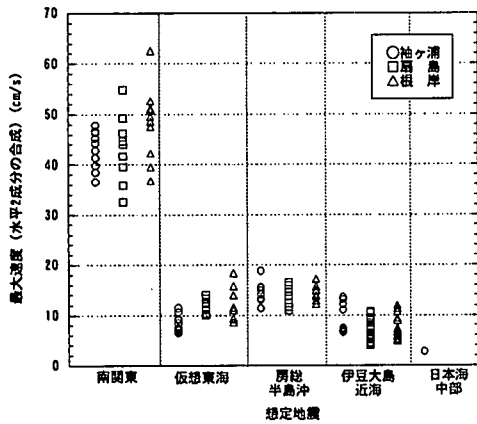


図-5 想定地震別の推定最大速度

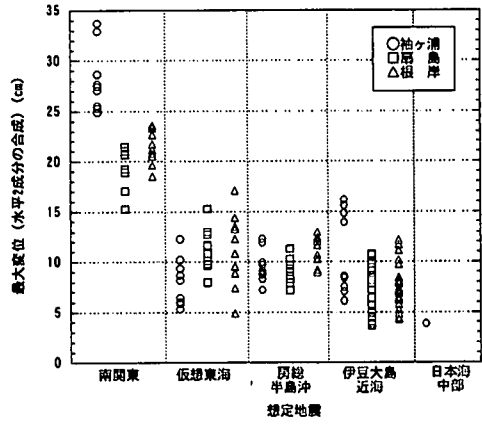
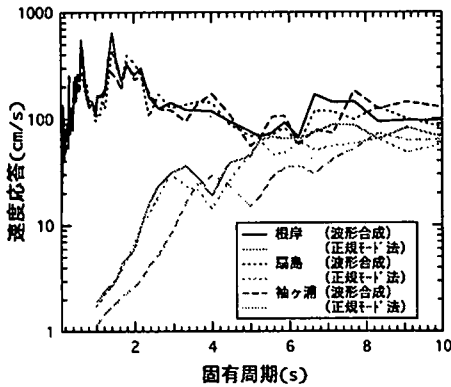
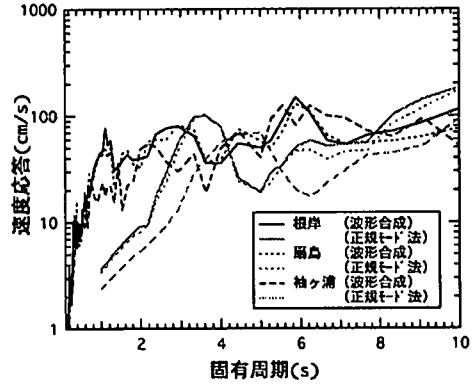


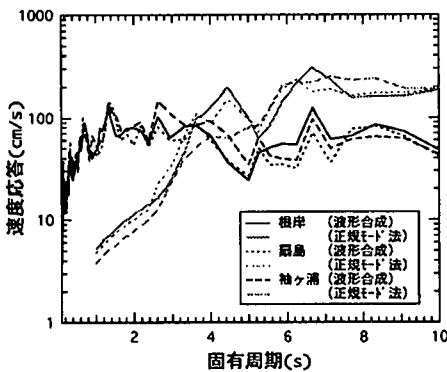
図-6 想定地震別の推定最大変位



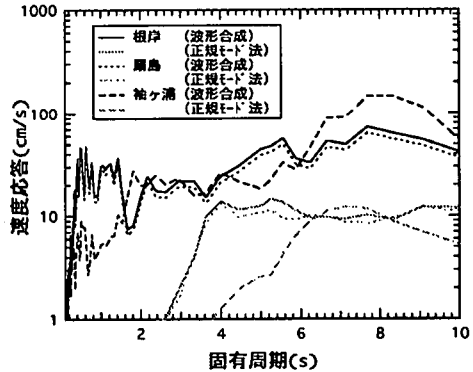
(a) 仮想南関東地震



(b) 仮想東海地震



(c) 仮想房総半島沖地震



(d) 仮想伊豆大島近海地震

図-7 擬似速度応答スペクトル (減衰定数0.5%)

ては、最大速度は約10~20cm/s、最大変位は10cmを中心として分布しており、想定地震や評価地点による顕著な違いは見られない。

b) 速度応答スペクトルの比較

図-7は南関東、東海、房総半島沖及び伊豆大島近海地震の擬似速度応答スペクトルを根岸、扇島、袖



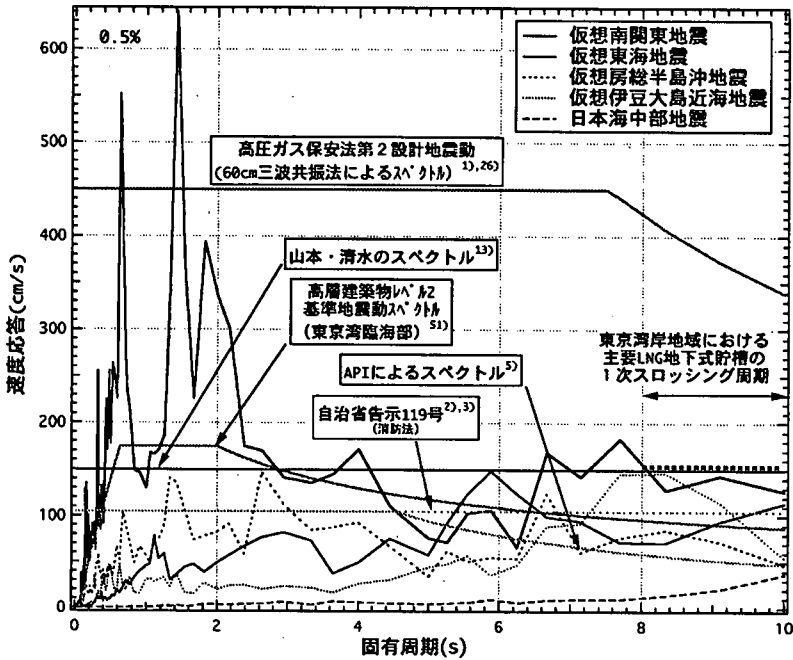


図-8 東京湾岸地域における周期10秒までの成分を含む擬似速度応答スペクトル特性

ヶ浦に関して比較したものである。図の各線は、波形合成法で得られた各対象サイトの加速度波形（NS成分とEW成分）から計算した擬似速度応答スペクトル（減衰定数0.5%）の最大包絡曲線を示している。

東京湾中部と奥部では表面波の卓越周期に差が見られることが報告されているが<sup>42), 44)-45)</sup>、根岸・扇島（湾中部）に関しては約6～6.5秒、袖ヶ浦に関しては約4, 6, 8秒にピークが見られ、既往の研究結果とほぼ同一の傾向が見られる。このように、評価地点ごとの擬似速度応答スペクトルの卓越周期に違いは見られるが、東京湾岸地域で代表的な6～20万m<sup>3</sup>LNG地下式貯槽の1次スロッシング周期が集中する8～10秒の帯域では、3サイトの最大包絡曲線の最大値は約150cm/s付近に分布している。

やや長周期地震動の理論的評価方法として既往の研究でも数多く利用されている正規モード法<sup>46)</sup>を用いて擬似速度応答スペクトルを評価し、その結果を図-7に参考資料として示した。解析では、近年の研究結果<sup>47)-49)</sup>を参考にして対象サイト周辺の地下構造を付図2のように成層構造と仮定し、断層パラメータに関しては波形合成法と同様に表-2を使用した。ただし、断層上端深さに関しては地下構造物性との整合性から基盤上端に一致するように設定するとともに、断層の破壊については均一の滑り分布とした。また、房総半島沖地震の解析で表-2の破壊形式を使用した場合、ディレクティビティの影響により計算

結果が極端に大きくなったことから、断層東端中央を開始点とする放射状破壊の結果を掲載した。

予測結果を見ると、南関東地震、東海地震では、波形合成法と正規モード法でほぼ一致する結果が得られている。一方、起震断層からの評価地点までの地下構造が複雑な伊豆大島近海地震や断層モデルを含めて未知な部分の多い房総半島沖地震に関しては、8～10秒の帯域で両者に差が見られる。なお、近年の研究では盆地などを含む地下構造を考慮した理論的地震動評価方法<sup>50)</sup>も提案されているため、これらを用いた詳細な検討は今後の課題としたい。

### c) 東京湾岸地域におけるスペクトル

図-8は、想定地震ごとに、波形合成法から求めた擬似速度応答スペクトル（減衰定数0.5%）の最大包絡曲線を示したものであり、日本海中部地震は根岸の観測波形より求めている。主要LNG地下式貯槽の1次スロッシング周期が集中する8～10秒の周期帯域で最大包絡曲線が最大となる想定地震は南関東地震であり、その値は約150cm/sとなった。

図-8には高圧ガス保安法の第2設計地震動<sup>1), 26)</sup>から換算した速度応答スペクトル（60cm三波共振法によるスペクトル）、自治省告示119号（消防法）から換算した速度応答スペクトル<sup>2), 3)</sup>のほか、周期10秒までを対象とする主要な速度応答スペクトルと今回の解析で得られた想定地震ごとの擬似速度応答スペクトルの最大包絡曲線を比較している。

今回の検討結果は、8～10秒の周期帯域で消防法、API<sup>®</sup>および東京臨海部の高層建築物のレベル2基準地震動<sup>51)</sup>（簡易式を用いて0.5%減衰に変換した）の速度応答スペクトルを上回る結果となった。また、山本・清水<sup>13)</sup>の提案する速度応答スペクトルとは、ほぼ等しい値を示した。さらに、今回の解析結果から、60cm三波共振法によるスペクトルが東京湾岸地域で想定される速度応答スペクトルに対して、8～10秒の周期帯域で約2～3倍のスペクトル強度を持っていることが明らかになった。

2章に示した過去の被害地震に関する検討結果および3章に示した正規モード法による解析結果を合わせて考慮すると、東京湾岸地域に存在する代表的なLNG地下式貯槽（1次スロッシング周期8～10秒）のスロッシング検討に用いる速度応答スペクトルの値として約180cm/sが一つの指標と考えられる。

#### 4. 信頼性理論を用いた提案スペクトルの検討

現行の高圧ガス保安法で採用されている60cm三波共振法が各種の地上式貯槽を中心としてスロッシング被害を低減する役割を果たしてきた事実を考慮すると、これまでの検討から得られた速度応答スペクトルを用いたスロッシング評価においても同等あるいはそれ以上の安全性が確保されていることを別の観点から確認する必要がある。

また、断層モデルを用いた地震動推定では、断層長さ、断層幅、断層タイプ、走行方向、傾斜角、すべり分布、破壊開始点、立ち上がり時間などの断層パラメータのばらつきや断層破壊時のすべり量の設定方法などによって評価結果に影響を与えることが指摘されていたが、近年になって、これらの影響に関するパラメータ・スタディの結果が報告されている<sup>52)～55)</sup>。これら研究結果の1つでは、破壊開始点の設定に関する変動が地震動の予測結果に大きく影響することが指摘され、変動係数としては40%程度となることが報告されている。また、別の研究では関東地震を対象にして断層タイプと断層規模を決めるパラメータを固定し、断層のすべり分布と破壊の進み方をさまざまに変動させた場合、評価結果に最大10倍の差が生じることが報告されている。

以上の点を考慮し、本章では東京湾岸に実存する地下式貯槽を対象として、提案する速度応答スペクトルにばらつきを考慮したものを入力とした場合と現行の高圧ガス保安法の入力を用いた場合の安全性の違いを信頼性理論を用いて定量的に比較することを試みた。一般的に信頼性理論では、設定された破壊基準に対する安全性のレベルを破壊確率や安全性

指標を用いるため、異なる基準相互の定量的比較が可能になること、スロッシング問題に影響を与える液位や地震動が多くの不確定要因を有する確率変数と考えられることから本検討を実施した。なお、信頼性解析では、前章までの検討結果から示された速度応答スペクトル180cm/sを東京湾岸地域で想定される第2設計地震動の平均的な値と考え、これに上記の地震動推定に関連するばらつきを考慮した解析を行った。また、貯槽の液位に関しては実存する地下式貯槽で観測された液位データから確率分布を求め、解析に使用した。

##### (1) 地下式貯槽の液位上昇による信頼性評価式

スロッシングの液位上昇による地下式貯槽の破壊基準を定義すると以下ようになる。これまでに建設された多くの地下式貯槽の内部には、内面を保冷するためのつり天井式の構造（サスペンションデッキ）があり、液位 $H$ とこのサスペンションデッキ設置高さ $H_s$ の差が、スロッシングの液位上昇に対する許容値となっている。従って、この許容値が前出の式(1)～(3)で求められる最大液位上昇量より小さくなるとサスペンションデッキや内面保冷が施されていない部分での被害が予想される。従って、地下式貯槽のスロッシングの破壊基準式は式(4)のように定義される。

$$Z_c = \eta_u - \eta_c \\ = (H_s - H) - \eta_c \quad (4)$$

ここで、 $\eta_u$ はスロッシングの液位上昇に対する許容値(m)、 $\eta_c$ はスロッシングによる液位上昇量(m)であり、速度応答スペクトルを入力地震動とする場合は前出の式(1)、(2)を使用し、高圧ガス保安法で規定された60cmの変位を入力地震動とする場合は式(2)、(3)を使用する。 $H_s$ は貯槽内のサスペンションデッキ設置高さ(m)、 $H$ は液位(m)である。

上記の破壊基準に対する破壊確率 $P_f$ と安全性指標 $\beta_c$ は、それぞれ式(5)と(6)で表される。

$$P_f = P(Z_c \leq 0) \quad (5)$$

$$\beta_c = \frac{\mu_{Z_c}}{\sigma_{Z_c}} \quad (6)$$

ここで、 $\mu_{Z_c}$ と $\sigma_{Z_c}$ は破壊基準式 $Z_c$ の平均値と標準偏差である。

式(4)で $Z_c$ を正規確率変数と仮定すると、 $P_f$ と $\beta_c$ の関係は標準正規確率分布関数 $\Phi$ を用いて式(7)のように表される。

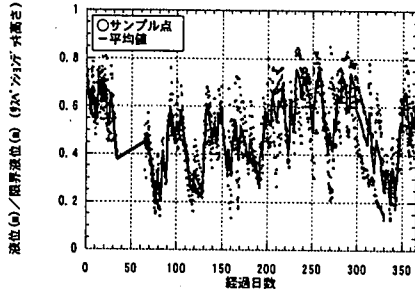
$$P_f = 1 - \Phi(\beta_c) \quad (7)$$

表-4 東京湾岸地域の主要LNG地下式貯槽

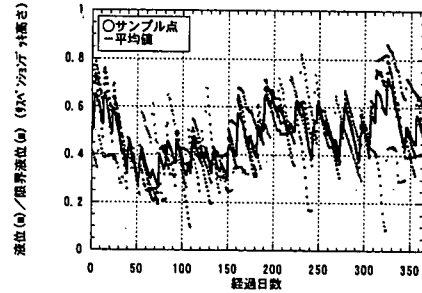
貯槽分類 名称	場所	対象 貯槽数	貯槽諸元			
			容量 ( $m^3$ )	内径 (m)	限界液位(m) (サスペンション デッキ高さ)	三波共振法に基づ く 管理液位(m)
S-1	袖ヶ浦	4	60,000	64	20.1	14.4
S-2	袖ヶ浦	3	60,000	60	22.7	16.4
S-3	袖ヶ浦	5	130,000	64	43.5	35.5
N-2	根岸	4	95,000	64	32.5	25.1

表-5 貯槽タイプ別の年間液面変動の確率分布

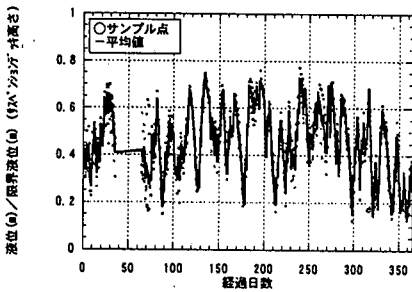
貯槽分類 名称	年間液位		
	確率分布	平均値 (m)	標準偏差 (m)
S-1	正規分布	8.63	2.90
S-2	正規分布	9.21	2.89
S-3	正規分布	21.71	6.99
N-2	正規分布	15.64	4.49



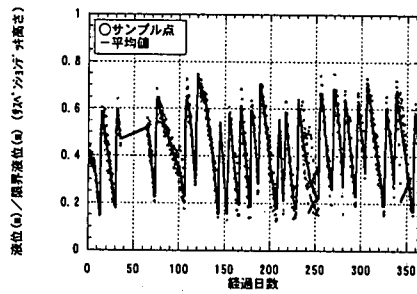
(a) 貯槽S-1



(b) 貯槽S-2



(c) 貯槽S-3



(d) 貯槽N-2

図-9 年間液位変動

(2) 破壊基準式における変数の確率・統計的特性

破壊基準式でサスペンションデッキ設置高さ $H_s$ と貯槽半径は確定値と考える。一方、液位 $H$ は、月日・時間・季節で複雑に変動する確率変数であり、表-4に示す東京湾岸地域に存在する代表的な4種類のLNG地下式貯槽に関して1年間の液位の変動データを貯槽分類別に整理すると図-9のようになる。

図-9は、貯槽内のサスペンションデッキの設置高さ(スロッシングの液位上昇に対する限界高さ) $H_s$ を1.0としたときの年間液位の変動を示したものである。貯槽の用途などによって年間液位の変動特性は異なっているが、現行の高圧ガス保安法(60cm三波共振法)で液位管理が行われているため、4種類の貯槽の年間平均液位は限界液位の40~50程度となっている。

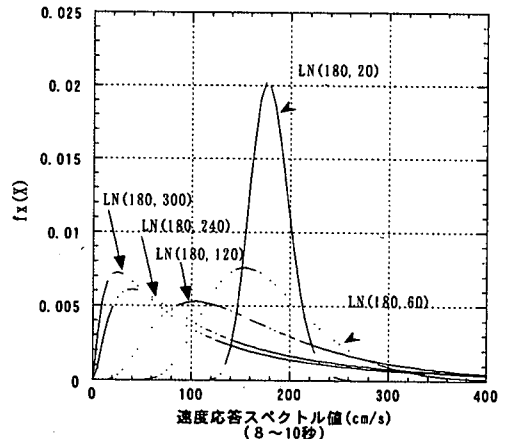


図-10 速度応答スペクトルの確率分布

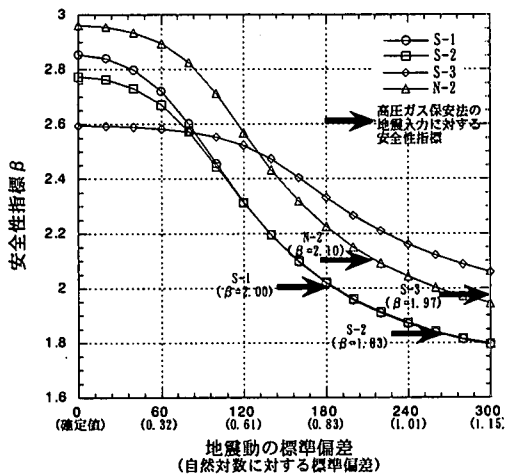


図-11 地震動の変動係数に対する安全性指標

図-9に示した液位変動データをもとに液位の確率分布を調べると、4種類の貯槽の年間液位の確率分布は共に正規分布を仮定でき、平均値と標準偏差は表-5のようになる。なお、正規分布を仮定することにより理論的には負の液位と成り得るが、信頼性解析においてこの影響がほとんどないことを確認している。

貯槽に作用する地震動は、前章までの検討結果を基に、図-10に示すように周期8~10秒の帯域で速度応答スペクトルの平均値が180cm/sで一定の対数正規確率分布を仮定した。また、地震動予測に関する不確定性の影響を調べるため、標準偏差 $\sigma=0.0\sim 300.0\text{cm/s}$ （自然対数に対する標準偏差 $\zeta=0\sim 1.15$ ）まで変化させてその影響を調べた。

### (3) スロッシングの液面上昇に関する信頼性解析

評価対象とする地下式貯槽（表-4）の液面上昇に対する破壊基準式（式(4)）において、液位と入力地震動を確率変数とした場合の安全性指標と破壊確率を修正2次モーメント法<sup>6)</sup>により求めた。数値計算では、液位に関しては表-5に示す確率分布を使用した。破壊基準式としては式(1), (2), (4)を使用し、その入力地震動に速度応答スペクトルの平均値を180cm/s、標準偏差として0~300cm/sを考慮した場合（ケース1）と破壊基準式として式(2), (3), (4)を使用し、入力地震動として高圧ガス保安法で規定された確定値の60cmを用いた場合（ケース2）に関して解析を行った。

図-11, 12は速度応答スペクトルの変動係数を指標として解析対象の4種類の貯槽について安全性指標と破壊確率を示したものである。ケース1の結果は、変動係数の増大によって安全性指標は減少関

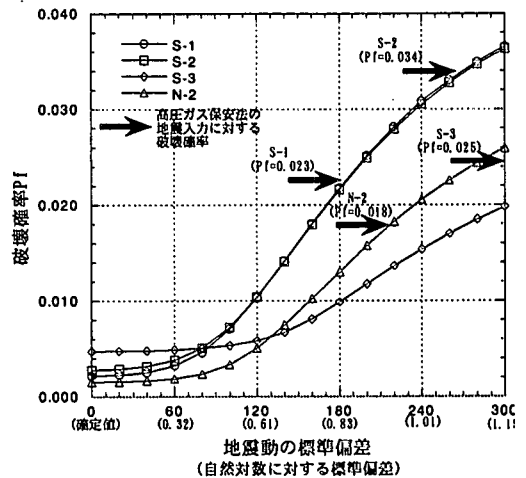


図-12 地震動の変動係数に対する破壊確率

数、破壊確率は増加関数となっている。また、これらの図にはケース2の結果を矢印で示している。これらの矢印は横軸に示した地震動の変動係数とは無関係であるが、ケース1の解析で得られた4種類の貯槽の安全性レベルと比較する意味から各貯槽の安全性指標や破壊確率と交差する場所に示した。

図-11, 12によれば周期8~10秒の帯域で入力地震動が低減されているため速度応答スペクトルを180cm/sの確定値とした場合の安全性指標は約1.3~1.5倍増加し、破壊確率は1/5~1/12程度に減少している。

現行の高圧ガス保安法と同程度の安全性指標や破壊確率となるのは、速度応答スペクトルの標準偏差 $\sigma=180\text{cm/s}$ （自然対数に対する標準偏差 $\zeta=0.83$ ）以上の場合（S-1貯槽）であり、かなり大きな変動を考慮していることになる。また、本章の始めて述べたように、断層パラメータの設定値によって予測結果である速度応答スペクトルに与える変動係数を0.4程度（標準偏差 $\sigma=80\text{cm/s}$ ,  $\zeta=0.42$ ）と仮定した場合でも、高圧ガス保安法に比べて安全性指標で約1.3~1.4、破壊確率では約1/4~1/7程度となることがわかった。

以上の結果は、前章までの検討から得られた東京湾岸地域における周期8~10秒の帯域における速度応答スペクトル値が約180cm/s前後に分布し、液位に関しても現行と同様な確率分布となるような液位管理を行うとの前提のもとで信頼性解析を実施し、現行の高圧ガス保安法に関する安全性レベルの定量的な比較を行ったものである。今後、さらに検討を進める必要があるが、運転液位等を考慮すると本論文で提案した速度応答スペクトル値は、安全性において現行基準と変わらないレベルにあると考えられ

る。

## 5. まとめ

本稿では、東京湾岸地域の代表的なLNG地下式貯槽サイトを対象にして、過去の被害地震による時刻歴応答解析結果による評価及び周期10秒程度までの成分を含む地震動の作成とそれを用いた擬似速度応答スペクトル(減衰定数0.5%)の評価を行い、周期8~10秒で180cm/sの一定値を持つ速度応答スペクトルを検討用とする考えを示した。また、東京湾岸地域に実存する地下式貯槽の実測水位データの変動と速度応答スペクトルの不確定性を考慮した信頼性解析を行い、提案する速度応答スペクトルを用いた場合と現行の高圧ガス保安法を用いた場合の安全性指標や破壊確率の比較検討を行った。

今回の検討結果から得られた成果を整理すると以下のようになる。

(1) 過去の被害地震による時刻歴応答解析結果では、スロッシング波高から逆算した速度応答スペクトルは、最大で約180cm/sであり、高圧ガス保安法に示される60cm三波共振法に基づくスロッシング波高の計算式から求まる値よりかなり小さな値である。

(2) 波形合成解析で得られたサンプル加速度波形から水平2成分を合成した最大速度と最大変位を求めたところ、南関東地震で最大となり、最大速度は約45cm/s、最大変位は15~35cmに広く分布する結果となった。

(3) 波形合成解析で得られたサンプル加速度波形

から想定地震ごとに擬似速度応答スペクトル(減衰定数0.5%)の最大包絡曲線を求めたところ、東京湾岸地域の主要LNG地下式貯槽の1次スロッシング周期が集中する8~10秒の周期帯域で最大包絡曲線が最大となる想定地震は南関東地震であり、その値は約150cm/sとなった。

(4) 過去に提案された周期10秒までを対象とする主要な速度応答スペクトルと、今回得られた想定地震ごとの擬似速度応答スペクトルの最大包絡曲線を比較したところ、8~10秒の周期帯域では既往の結果を上回るか、もしくはほぼ等しい値を示した。さらに、現行の高圧ガス保安法で採用されている60cm三波共振法によるスペクトルは、今回得られた速度応答スペクトルに対して、8~10秒の周期帯域で約2~3倍のスペクトル強度を持っていることが明らかになった。

(5) 東京湾岸に実存する地下式貯槽を対象として、提案する速度応答スペクトルにばらつきを考慮したものを入力とした場合と現行の高圧ガス保安法の入力を用いた場合の安全性の違いを信頼性解析により定量的に評価した。この結果、地震動予測における断層パラメータ設定値によって生じる予測結果の変動係数を0.4程度と仮定した場合には、現行の高圧ガス保安法と同等な安全性を確保できることがわかった。

謝辞：本論文をまとめるに当たり、査読者各位から適切な修正・加筆の意見をいただきました。ここに、深く感謝の意を示す次第です。

付図-1 表層地盤の影響のはぎとりに使用した地盤モデル

扇島(モデル1)<sup>40)</sup>

深度 GL-(m)	層厚 (m)	土質	せん断弾性波 速度 Vs(m/s)	単位体積 重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	減衰 定数 h
7.00	7.0		160	1.80	0.05
15.00	8.0	砂質土	220	1.80	0.05
27.00	12.0		270	1.80	0.05
31.50	4.5	粘性土	130	1.55	0.05
44.50	13.0		180	1.55	0.05
63.00	18.5	砂質土	310	1.80	0.05
72.00	9.0	粘性土	270	1.60	0.05
85.00	13.0	砂質土	460	1.90	0.05
92.00	7.0	粘性土	370	1.70	0.05
120.00	28.0	土丹	500	1.70	0.05

観測位置  
および要素波形出力位置

根岸(モデル2)<sup>40), 41)</sup>

深度 GL-(m)	層厚 (m)	土質	せん断弾性波 速度 Vs(m/s)	単位体積 重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	減衰 定数 h
6.00	6.0	砂質土	110	1.60	0.05
8.50	2.5	粘性土	270	1.60	0.05
26.50	18.0	粘性土	470	1.90	0.05
40.00	13.5	土丹	660	1.90	0.05

観測位置  
および要素波形出力位置

君津 (モデル3) <sup>42)</sup>

深度 GL-(m)	層厚 (m)	土質	せん断弾性波 速度 Vs(m/s)	単位体積 重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	減衰 定数 h
2.00	2.0	砂質土	70	1.61	0.05
3.00	1.0	粘性土	300	1.73	0.05
4.00	1.0	砂質土	430	1.80	0.05

●観測位置  
および要素波形出力位置

横浜 I (モデル4) <sup>42)</sup>

深度 GL-(m)	層厚 (m)	土質	せん断弾性波 速度 Vs(m/s)	単位体積 重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	減衰 定数 h
2.00	2.0		80	1.73	0.05
4.00	2.0	砂質土	110	1.60	0.05
4.50	0.5		160	1.66	0.05
7.00	2.5		160	1.66	0.05
8.00	1.0	粘性土	90	1.62	0.05
10.50	2.5	砂質土	160	1.70	0.05
17.50	7.0	粘性土	100	1.58	0.05
25.50	8.0		120	1.62	0.05
28.50	3.0	砂質土	190	1.69	0.05
31.50	3.0		360	1.63	0.05
36.00	4.5	粘性土	440	1.84	0.05

●観測位置  
および要素波形出力位置

江東 (モデル5) <sup>42)</sup>

深度 GL-(m)	層厚 (m)	土質	せん断弾性波 速度 Vs(m/s)	単位体積 重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	減衰 定数 h
2.00	2.0		110	1.46	0.05
3.00	1.0	埋土	140	1.46	0.05
6.00	3.0		200	1.46	0.05
8.50	2.5		70	1.64	0.05
10.00	1.5		190	1.64	0.05
15.00	5.0	(砂混じり)	140	1.48	0.05
21.00	6.0	シルト	140	1.35	0.05
29.00	8.0		130	1.44	0.05
33.00	4.0		130	1.61	0.05
36.00	3.0		190	1.61	0.05
41.50	5.5		190	1.76	0.05
47.00	5.5	砂礫土	470	1.89	0.05

●観測位置  
および要素波形出力位置

横浜 II (モデル6) <sup>43)</sup>

深度 GL-(m)	層厚 (m)	土質	せん断弾性波 速度 Vs(m/s)	単位体積 重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	減衰 定数 h
0.00					
4.20					
9.70	4.20	ローム	100	1.50	0.07
15.50	5.50	粘土	120	1.60	0.05
19.00	5.80	砂礫	300	1.80	0.05
63.16	3.50	シルト	180	1.60	0.05
91.48	44.16		470	2.00	0.03
95.91	28.32	土丹	660	2.10	0.02

●観測位置  
要素波形(根岸)  
要素波形(扇島)

付図-2 正規モード解析で使用了地下構造モデル

根岸・扇島周辺<sup>47), 48)</sup>

深度 (km)	層厚 (km)	圧縮波速度 Vp (km/s)	せん断弾性波速度 Vs (km/s)	単位体積重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )
0.60	0.60	1.8	0.7	1.8
1.35	0.75	2.3	1.0	1.9
3.08	1.73	2.9	1.5	2.0
-	5.5		3.0	2.5

袖ヶ浦周辺<sup>49)</sup>

深度 (km)	層厚 (km)	圧縮波速度 Vp (km/s)	せん断弾性波速度 Vs (km/s)	単位体積重量 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )
0.15	0.15	1.6	0.5	1.8
0.64	0.49	1.8	0.7	2.0
1.19	0.55	2.2	0.8	2.0
2.61	1.42	2.6	1.4	2.0
3.92	1.31	3.4	1.8	2.3
4.56	0.64	4.3	2.3	2.3
-		5.3	3.0	2.5

文献47)に示された横浜付近のVs構造に対して文献48)のVp構造をあてはめたものである。

参考文献

- 1) 通産省告示第123号：1997年3月。
- 2) 自治省告示第119号：1983年4月。
- 3) 鶴戸口英善：JIS B 8501-1958「鋼製石油貯槽の構造(全溶接製)」における(参考)鋼製石油貯槽の耐震設計指針について、圧力技術、第26巻、第5号、pp. 47-55, 1988。
- 4) 座間信作：石油タンクのスロッシングとやや長周期地震動、日本建築学会第18回地盤震動シンポジウム、pp. 15-20, 1990。
- 5) API：Design and Construction of Large, Welded, Low-Pressure Storage Tanks, API STANDARD 620, NINTH EDITION, FEBRUARY, 1996。
- 6) (財)日本建築防災協会：「臨海部における大規模建築物群の総合的な構造安全に関する調査・検討のうち動的設計用入力地震動の設定に関する検討報告書」、1992。
- 7) (社)土木学会：屋外貯蔵タンクの耐震安全性検討のための入力地震波の変位特性に関する調査報告書、1982。
- 8) 座間信作、井上涼介：1993年北海道南西沖地震による石油タンクのスロッシング、消防研究所報告、第77号、pp. 1-10, 1994。
- 9) (社)地盤工学会：大型石油タンクのスロッシング、

- 1993年北海道南西沖地震災害調査報告書, pp. 75-85, 1997.
- 10) 井上涼介: やや長周期帯域における設計用入力地震動研究の展望, 土木学会論文報告集, 第374号/I-6, pp. 1-23, 1986.
  - 11) 野田 茂: やや長周期地震動の各種予測手法のレビューと研究展望, 日本建築学会第18回地盤震動シンポジウム, pp. 45-54, 1990.
  - 12) 座間信作: やや長周期の地震動, 地震, 第46巻, pp. 329-342, 1993.
  - 13) 山本鎮男, 清水信行: 長周期地震動とスロッシング解析, 高圧ガス, Vol. 18, No. 4, pp. 10-20, 1981.
  - 14) 坂井藤一: 円筒形液体タンクの耐震設計法に関する2, 3の提案, 圧力技術, 第18巻, 第4号, pp. 16-23, 1980.
  - 15) 例えば, 小嶋栄治, 杉村義広, 栗田 哲: やや長周期地震動評価のための半経験的地震動合成法, 日本建築学会構造系論文集, 第499号, pp. 47-52, 1997年9月.
  - 16) prENV 1998-4: 1997 EUROPEAN PRESTANDARD, Eurocode 8, Design of Structures for Earthquake Resistance-Part 4, Soils, Tanks and Pipeline.
  - 17) 昭和57年1月22日57立局第23号通達.
  - 18) 建設省建築研究所: 新潟地震による建築物の被害-特に新潟市における鉄筋コンクリート造建物の被害について-, 建築研究報告, No. 42, 180pp. 1965
  - 19) 八戸港における強震記録(1968年十勝沖地震)の補正波形, 建築雑誌, Vol. 91, No. 1107, 昭和51年5月.
  - 20) 田中 貞二, 吉沢静代, 大沢 胖: やや長周期帯域における強震動の特性, 東京大学地震研究所彙報, Vol. 54, pp. 629-655, 1979.
  - 21) 倉田栄一, 井合進, 横山淑子, 土田 肇: 1978年宮城県沖地震の港湾地域における強震記録, 港湾技研資料, No. 319, 1979.
  - 22) 後藤尚男他: デジタルフィルターによるSMAC-B2加速度計記録の補正について, 土木学会論文報告集, 第227号, 1978.
  - 23) 那須信治, 森岡敬樹: 烈強震の地動(5), 建築技術, No. 267, 1973.
  - 24) 岡本 隆, 榊 信昭: 日本海中部地震の石油タンクのスロッシング波高, 第39回土木学会年次学術講演会概要集, 1-350, pp. 699-700, 1984.
  - 25) (社)日本ガス協会: 「LNG地上式貯槽指針」, 昭和56年12月.
  - 26) 高圧ガス保安協会: 「高圧ガス設備等耐震設計指針KHK E 012-1983」.
  - 27) Takemura, M. and Ikeura, T.: The influence of fault plane irregularities on strong ground motions, Proc. 9th World Conf. Ethq. Eng. II, pp. 727-732, 1988.
  - 28) 池浦友則: 震源の不均質すべりを考慮した半経験的地震動評価法とその応用に関する研究, 東北大学学位論文, 1991.
  - 29) 武村雅之, 池浦友則: 断層面上の不均質すべりが強震動に与える影響について, 地震, 第41巻, pp. 103-113, 1988.
  - 30) 山田善一, 野田茂: 南海トラフ沿いの巨大地震による長周期(約2-20秒)地震動の予測, 自然災害科学, 第5巻, 第1号, pp. 31-55, 1986.
  - 31) 座間信作: 気象庁一倍強震計に見られるやや長周期地震動の地域特性(その1), 消防研究報告, 第72号, pp. 11-23, 1991.
  - 32) 座間信作: 気象庁1倍強震計に見られるやや長周期地震動特性-その2-東京, 消防研究報告, 第76号, pp. 1-10, 1993.
  - 33) 萩原尊禮編: 日本列島の地震-地震工学と地震地帯構造, 鹿島出版会, 1991.
  - 34) 石橋克彦: 「神奈川県西部地震」と地震予知II, 科学, Vol. 58, No. 12, pp. 771-780, 1980.
  - 35) 科学技術庁ホームページ: <http://www.jishin.go.jp/main/chousa/aug2/index.htm>.
  - 36) Kanamori, H.: Faulting of the great Kanto earthquake of 1923 as revealed by seismological data, Vol. 49, pp. 13-18, 1971.
  - 37) Ishibashi, K.: Specification of a soon-to-occur seismic faulting in the Tokai district, central Japan, Based upon seismotectonics, Maurice Ewing Series, Vol. 4, Am. Geophys. Union, pp. 297-332, 1981.
  - 38) 相田勇: 東海道沖に起こった歴史津波の数値実験, 東京大学地震研究所彙報, Vol. 56, pp. 367-390, 1981.
  - 39) Simazaki, K. and Somerville, P.: Static and dynamic parameters of the Izu-Oshima, Japan, earthquake of January 14, 1978., Bull. Seism. Soc. Am., Vol. 69, pp. 1343-1378, 1979.
  - 40) Sakaki, N., Suzuki, M., Oishi, H., Koyama, K. and Watanabe, O.: On the Effects of the Soft Layer upon the Phase Velocities of Surface Waves, Proc. 9th World Conf. Ethq. Eng. II, pp. 527-532, 1988.
  - 41) 榊信昭, 鈴木操, 長岡弘明, 小山和夫: 地震観測記録に基づく地下式円筒貯槽のひずみ応答特性, 土木学会論文集, 第398号/I-10, pp. 367-376, 1988.
  - 42) 丹羽正徳, 大保直人, 鈴木康嗣, 野澤貴: 東京湾臨海部の地震動特性に関する研究-その1 1990.2.20伊豆大島近海地震の記録に見られるやや長周期地震

- 動について，1990年度日本建築学会大会学術講演会梗概集（中国）構造Ⅰ，pp. 347-348，1990.
- 43) Architectural Institute of Japan: Digitized Strong-Motion Earthquake Records in Japan, Vol. 1 The Off East Coast of Chiba Prefecture Earthquake, December 17, 1987.
- 44) 座間信作：東京湾岸におけるやや長周期帯域の地盤卓越周期，消防研究報告，第70号，pp. 1-6，1990.
- 45) 丹羽正徳，山中浩明，武村雅之，池浦友則：東京湾臨海部の地震動特性に関する研究（その6）1993年2月7日能登半島沖地震に見られるやや長周期地震動，1993年度日本建築学会大会学術講演会梗概集（関東）構造Ⅰ，pp. 175-176，1993.
- 46) 工藤一嘉：正規モード解による強震地動の研究とその応用，東北大学理学部学位論文，1979年9月.
- 47) 山中浩明，瀬尾和大，左間野隆憲，丹羽正徳：関東平野およびその周辺の地下構造とやや長周期地震動，第9回日本地震工学シンポジウム，pp. 451-456，1994.
- 48) 山中浩明，瀬尾和大，左間野隆憲：人工地震による首都圏南西部の地下深部探査(4) - 横浜市舞岡発破および大黒発破による人工地震波の解析 - ，地震 第2輯，第44号，pp. 9-20，1991.
- 49) 座間信策，柳沢馬住，島悦三：地下構造と石油タンクのスロッシング - 千葉県中部 - ，首都圏基盤構造研究グループ 夢の島人工地震実験試料集，pp. 267-276，1989.
- 50) 久田嘉章：堆積盆地の地震動特性に関する研究，早稲田大学博士論文，1991.
- 51) 丹羽正徳：第1部 動的設計用入力地震動の設定(1) 基準地震動とその適用法，建築防災，pp. 4-9，1993.
- 52) Takeo, M. and Kanamori, H.: Simulation of Long-Period Ground Motions for the 1923 Kanto Earthquake (M=8), Bull. Earthq. Res. Inst., Vol. 67, pp. 389-436, 1992.
- 53) 大阪府：大阪府土木構造物耐震対策検討委員会報告書，1997.
- 54) 土木学会地震工学委員会地震荷重研究小委員会：レベル2地震動と設計地震荷重の課題 - 地震荷重研究小委員会の活動報告 - ，1997.
- 55) Takeo, M. and Kanamori, H.: Simulation of Long-Period Ground Motions near a large Earthquake, Bull. Seism. Soc. Am, Vol. 87, pp. 140-156, 1997.
- 56) 星谷勝，石井清：構造物の信頼性設計法，鹿島出版会，1986.
- 57) 神谷篤志，渡辺修，永田茂，丹羽正徳，野澤貞，石井晃：東京湾岸地域におけるLNG地下式貯槽のスロッシングについて(その2：やや長周期地震動の予測)，土木学会第24回地震工学研究発表会講演論文集，第2分冊，pp. 985-988，1997.

(1997. 12. 25 受付)

## ASSESSMENT OF EARTHQUAKE GROUND MOTION TO INVESTIGATE SLOSHING BEHAVIOR OF LNG UNDERGROUND STORAGE TANKS IN TOKYO BAY AREAS

Atsushi KAMIYA, Osamu WATANABE, Takashi OKAMOTO and Shigeru NAGATA

This paper presents the evaluation of earthquake ground motion severity for the sloshing design of LNG inground storage tanks in the Tokyo Bay areas. A pseudo-velocity response spectrum for the sloshing design (for primary sloshing periods of 8-10 sec.) is proposed from the analysis of sloshing using earthquake ground motion records and artificial earthquake records generated by a semi-empirical method using small earthquakes recorded in the area. Safety level is examined in consideration of the variation of LNG level during the operation of the storage tank based on a reliability analysis. From these analyses, a uniform velocity response spectrum of 180cm/s can be proposed for the above period range as the recommended value for the sloshing design of LNG inground storage tanks in the Tokyo Bay areas.