

ステンレス製パネルタンクの 流体と構造を連成しての時刻歴応答解析

竹本純平¹・小野泰介²・平野廣和³・佐藤尚次⁴

¹学生会員 中央大学大学院理工学研究科都市人間環境学専攻 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)
E-mail: a15.gh3f@g.chuo-u.ac.jp

²学生会員 中央大学大学院理工学研究科都市人間環境学専攻 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)
E-mail: a19.grk4@g.chuo-u.ac.jp

³正会員 中央大学教授 総合政策学部 (〒192-0393 東京都八王子市東中野 742-1)
E-mail: hirano@tamacc.chuo-u.ac.jp (Corresponding Author)

⁴正会員 中央大学教授 理工学部 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)
E-mail: nsato.57n@g.chuo-u.ac.jp

近年、数多くのステンレス製パネルタンクが設置されている。このタンクが東北地方太平洋沖地震や熊本地震等で、数多くの損傷被害を生じたことが報告されるに至っている。そこで、本論では 3,000×3,000×3,000mm のステンレス製パネルタンクを対象とし、流体と構造を連成したタンクの時刻歴応答解析を行うものである。ここでの解析は、汎用有限要素解析ソフトウェアである ADINA を用いる。時刻歴応答解析を行うに際し、まず固有振動数解析を行い、対象のタンクの固有振動数を推定する。その後、水を入れた状態における静的解析を実施する。さらに時刻歴応答解析を実施し、SUS タンクの固有振動数解析より算出した振動数での正弦波加速度での加振を行う。最後に、熊本地震（前震）益城 NS 波を入力加速度として加振する。これにより変位及びミーゼス応力を算出し、地震波がタンクに与える影響を考察する。その結果タンクの隅角部に降伏点を超える応力集中が生じ、下部隅角部が耐震上の弱点になっている可能性が高いことがわかった。さらに今後の耐震設計条件の設定で必要となる事項を検討するものである。

Key Words: *steinless panel tank, bulging, sloshing, time history response analysis, stress concentration*

1. はじめに

近年、水道施設の貯水槽として維持管理の容易さと建設時間の短縮を目的として、数多くのステンレス製パネルタンク（以下、SUS タンクとする）が設置されるに至っている。それらの SUS タンクにおいて、東北地方太平洋沖地震（以下、東日本大震災とする）や熊本地震等で、1995 年兵庫県南部地震により改訂された最新の設計基準において設計、施工された SUS タンクの被害が、数多く報告されるに至っている。

著者らの現地調査の結果¹⁾や関連の報告書²⁾によると、SUS タンクに発生する被害には、大きく分けて 2 種類あることがわかってきた。一つは天井や上部の側板が破損した事例であり、もう一つは下部を中心としての側板や隅角部が破損した事例である。前者は、スロッシング（内容液の固有振動数と地震波の卓越振動数の共振によ

る液面揺動）が原因であるのに対し、後者はタンク構造体の振動が主体となるバルジング（内容液と構造体の連成振動）が原因と考えられる。

このように東日本大震災を初め熊本地震においても同様に、スロッシングの被害のみならずバルジングの被害が発生している。これらのことから、今後貯水槽を初めとする給水タンクの耐震性と安全性を向上させるためには、現行設計基準で規定されているスロッシングのみならず、設計基準に規定が示されていないバルジング問題の解明が急務である。ところでバルジングに関する研究は、大型の石油タンク等に代表される円筒形のタンクに関しては坂井らの研究グループ³⁾が中心となっており、石油タンクの耐震設計基準などに既に明文化されている。しかし、本論で扱う矩形貯水槽に関する研究は、実験では箕輪ら⁴⁾の研究や著者ら⁵⁾の研究が、解析では著者ら¹⁰⁾や井上ら¹¹⁾の研究がある他に余り行われ

ていないのが現状であることから、その挙動の詳細は解明されていない。そのため、バルジング対策をどのようにSUSタンクの耐震設計に取り入れていくかが、今後貯水槽の耐震性と安全性向上のためには、一つの重要な課題になるものと思われる。

そこで、本論では土木学会地震工学委員会水循環 NW 災害軽減対策研究小委員会 TF (2013~2017 年度設置, 主査:坂井藤一氏)¹²⁾ (以下、TFとする)の活動の一環として検討された3,000×3,000×3,000mmのSUSタンクを対象とし、流体と構造を連成したタンクの時刻歴応答解析を行うものである。これにより地震動でSUSタンクが局所的にどのような応力を受ける可能性があるのかを確認し、今後の耐震設計条件の設定で必要となる事項を検討するものである。

2. SUS タンクの被害事例と設計条件の課題

2.1 熊本地震の被害例

スロッシングの代表的な被害事例として熊本地震における著者らの現地調査¹³⁾の結果から、熊本市内の大型配水池を写真-1に示す。このSUSタンクは、2010年に設置された最新の耐震設計基準を満たしたものである。隅角部上部のパネルに凹みならびに天井部パネルの溶接部に多くの割れの損傷が生じている。また、内部の天井付近では補強材が座屈していることがわかる。これはタンク上部での事象であるので、スロッシングが原因と考えられる典型的な被害例である。

バルジングの代表的な被害事例として写真-2に示す熊本県上益城郡山都町のSUSタンクの被害である。写真-2(a)に示すようにタンク下部での被害であるので、主としてバルジングが発生したと考えられる。これを裏付けるように、写真-2(b), (c)から、パネルと流体が連成して振動を生じたことでタンク内部の補強材に生じた座屈、溶接部のクラック発生による水漏れが生じたことが確認できる。なお、これらの被害事例は、著者らが熊本地震発生前に行った実機貯水槽を用いた振動実験¹⁴⁾ならびに、流体と構造の連成問題であるバルジング振動応答特性を検討し振動実験と数値流体解析¹⁰⁾で再現しており、SUSタンクの典型的な被害事例である。ところで、写真-2(d)からわかるようにSUSタンクは、一度水漏れが生じると修理を行っても完全に止水することが難しいことがわかる。これは、ヘアークラックの様な微細な溶接部のクラックを完全に把握して修理することが難しいことによると考えられる。なお、2019年12月に同貯水槽を再調査したが、水漏れは続いたままであったことを確認している。



(a) 隅角部上部の損傷



(b) 天井部の割れ (c) 内部補強部材の損傷

写真-1 熊本市内大型配水池
(スロッシング事例, 熊本市上下水道局提供)



(a) タンク下部での被害 (b) 内部補強材の座屈



(c) 溶接部のクラック (d) 補修後も続く水漏れ

写真-2 SUS製貯水槽 (熊本県上益城郡山都町)
(バルジング事例)

2.2 設計上の課題

著者らの限られた調査結果¹³⁾ではあるが、熊本地震によるSUSタンクの被害状況によると、少なくとも15箇所のSUSタンクで損傷等が発生し、上水道の配水池から病院施設の貯水槽まで被害が及んでいる。配水池は大型構造であるのでスロッシングが、貯水槽はそれより小型である事からバルジングがそれぞれ主な損傷の原因となっている。これは、損傷被害にあったSUSタンクが、水道施設耐震工法指針・解説¹³⁾に示されている最も低い「耐震性能3」を有していなかった可能性が高いことが推定される。

このような事実関係に鑑み、日本ステンレスタンク工業会の設計指針¹⁴⁾と現状を踏まえると以下の疑問点が挙

げられる。

- (1) 地震時の設計水平震度を設定する際に、必要となる角形 SUS タンクの 1 次の固有周期を円筒形タンクの算定式を用いて算出している。
- (2) レベル 2 地震時の設計震度を「水道施設耐震工法指針」方法 4¹³⁾を用いて、地盤の応答解析を行わず一義に設定している。
- (3) レベル 2 地震時の部材検討を許容応力度で検証している。
- (4) 補強部材をパネル溶接部に沿って全溶接部材で設置しているが、これを全てトラス構造として扱って設計をしている。

これらの疑問点を含めた上で、現行の SUS タンクの耐震設計基準¹⁴⁾が妥当であったか否かを再検討することが必要であると考えます。

3. 解析条件

3.1 SUS タンクの特徴

本論で扱う 3,000×3,000×3,000mm の SUS タンクの図面を図-1 に示す。このタンクの図面は、前述の TF の活動¹²⁾において日本ステンレス工業会から提示され、これを基に TF で検討されるとともに、佐久間ら¹⁵⁾が振動実験を行ったものである。

SUS タンクの内部構造は、タンク内部に SUS 製の形鋼で補強材が構成された、ジャングルジムのように入り組んだ構造となっている。SUS タンク壁面パネルの板厚が他の材料のタンクと比較して薄いのでこの部分の剛性が低いこと、さらに全溶接構造なので溶接長が長いなどの

表-1 タンク諸元

材質	SUS304
高さH[mm]	3000
幅L[mm]	3000
奥行きD[mm]	3000
水位[mm]	2700
側板1段目板厚[mm]	2.5
側板2段目板厚[mm]	2.0
側板3段目板厚[mm]	1.5
天井板板厚[mm]	1.5
底板板厚[mm]	3

特徴を有している。ここでタンクの諸元を表-1 に示す。またタンクの水位は、通常使用されている水位（通常設定水位）と同じである内容量 90% の水位 2,700mm まで注水する。

ところで通常設置されている同規模のタンクは、概ね天井・上段パネルの板厚は 1.5mm、材質は SUS329J4L、中・下段・底板パネルの板厚は 2.0mm、材質は SUS444 程度である。よって本解析で扱ったタンクは、通常設置されている SUS タンクに比べ板厚が一規格厚いことから、全体的に剛性が高い状況にある。そのため結果が安全側に出る可能性が高いが、TF での検討¹²⁾と振動実験¹⁵⁾との比較のためにこの規格を採用する。

3.2 解析手法

解析手法は著者らの既往の研究結果¹⁶⁾から、流体はポテンシャル理論を適用し、構造である壁面と流体面で圧力が同一となる境界条件を用いて流体と構造の連成問題としてモデル化している。定量的な現象を把握するならば、3次元モデルにより忠実に流体—構造をモデル化し、流

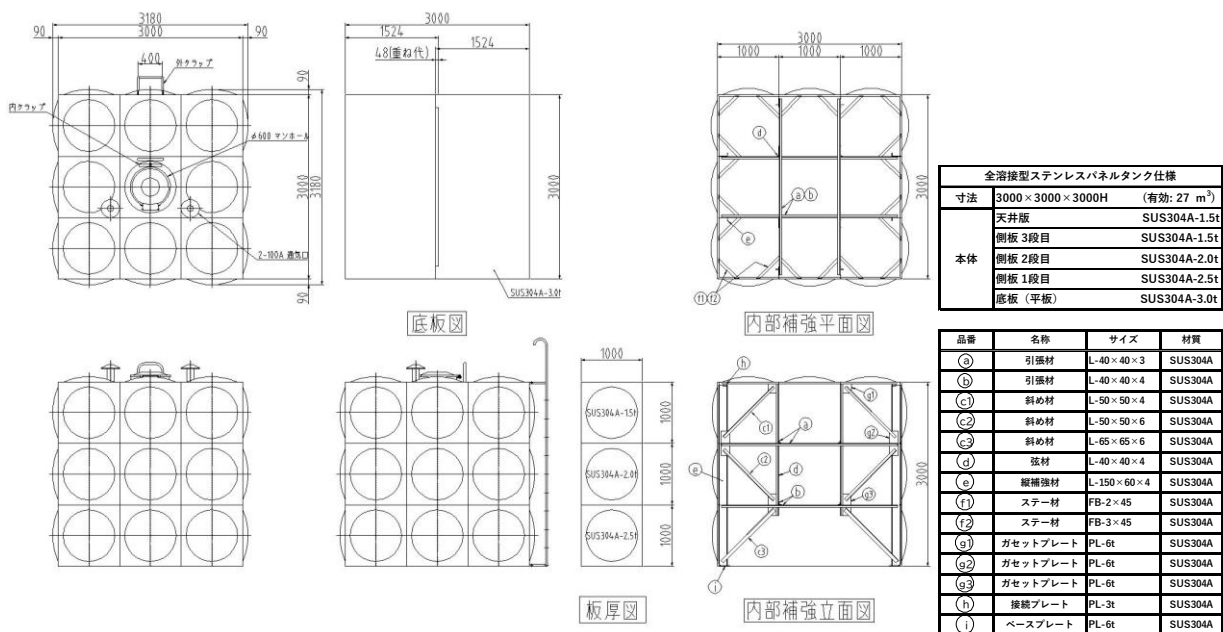


図-1 解析に用いた SUS タンクの図面

体の解析には Navier-Stokes の方程式を用いることが必要である。しかし、この解析には多大な計算時間を要することから、ここでは実用的な計算時間で解析可能で、実験結果から得られた減衰を適切に表現するため Rayleigh 減衰を仮定、導入したポテンシャル理論を用いることとで、定性的な現象を掴むこととする。特にバルジング振動を扱うことから、流体運動が活発とならないので、現象を説明するのに十分な手法を考えている。但し、本解析手法は粒子法等を用いていないので、流体が天井面に接すると解析不可能となるので、流体が天井に接する所で解析を終了する。

3.3 支配方程式

流体運動を非回転、波面の変形は微小であると仮定したとき、流体の運動は速度ポテンシャル ϕ として式(1)の連続の方程式で表される。ここで ρ は密度であり、本解析では非圧縮を仮定するので密度を一定の値とする。

$$\dot{\rho} = \nabla \cdot (\rho \nabla \phi) \quad (1)$$

流体と構造の連成には、式(2)で示す運動方程式及び式(3)に示す構造と流体との境界条件式を用いる。

$$h = \Omega(x) - \dot{\phi} - \frac{1}{2} \nabla \phi \cdot \nabla \phi \quad (2)$$

$$-\delta F_u = - \int_S p n \delta u dS \quad (3)$$

ここで h は比エンタルピー、 p は圧力、 x は位置、 $\Omega(x)$ は位置 x の物体力加速度、 S は境界、 δF_u は、境界 S 上の流体圧を構造上を与える力、 n 、 u は方向ベクトルをそれぞれ表す。

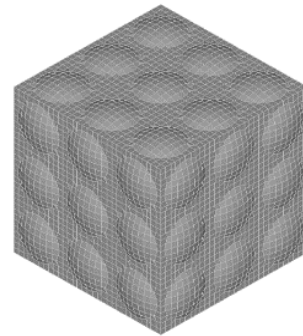
3.4 解析のモデル化

本解析に用いる SUS タンクの解析モデルを図-2 に示す。ここで図-2(a)はタンク本体、図-2(b)はタンク内部の補強材を示す。また表-2 に解析の諸元を示す。ここで解析は、汎用有限要素解析ソフトウェアである ADINA を用いる。このソフトの特徴は、流体部のみの解析と流体問題と構造問題を一つのマトリクスで解く流体—構造連成解析が可能なことである。

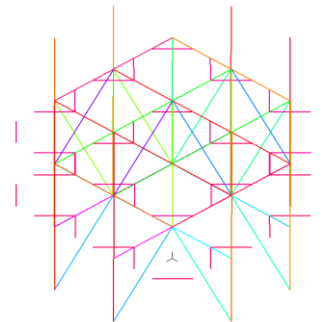
水槽部は Shell 要素、補強材部は Beam 要素、流体水面は自由水面とし、基礎方程式は式(1)~(3)に示すポテンシャルベース 3次元流体方程式を用いることで解析を実行する。また拘束条件は底面部 4 辺固定、メッシュを作成する際にはタンクと流体との節点の結合を行わないことにより、滑らかに液面挙動が起きるよう配慮している。なお、要素数は 30,813 である。

表-2 解析諸元

ヤング率[N/mm ²]	1.95E+11
ポアソン比 ν	0.3
単位体積重量 γ [kN/m ³]	78
水槽部	shell要素
補強材部	Beam要素
流体部	ポテンシャルベース 3D流体要素
境界条件	底面4辺固定
流体水面	自由水面
入力加速度	熊本地震益城前震



(a) タンク部



(b) 内部補強材

図-2 解析モデル

3.5 解析の手順

時刻歴応答解析を行うに際し、解析の手順として以下の通りを行う。

- ① 固有振動数解析を行い、対象の SUS タンクの固有振動数を推定する。
- ② 水を入れた状態における静的解析を実施する。ここでは構造—流体の連成解析を行う場合、自重の釣り合い計算を行い、この結果を時刻歴応答解析の初期条件とする。
- ③ SUS タンクの固有振動数解析より算出した固有振動数での正弦波加速度での加振を行う。
- ④ 熊本地震（前震）益城 NS 波をでの加振を行う。

これにより変位及びミーゼス応力を算出し、地震波がタンクに与える影響を考察する。

3.6 固有振動数解析

貯水槽は、タンク壁面を剛体として考えた時のスロッシング（液面揺動）の固有振動数とタンク壁面を弾性体と考えたバルジング（壁面振動）の異なった事象の二種類の固有振動数が存在する。これを把握するために固有振動数解析を行う。

本解析では、特定方向からの励振力に対する振れやすさを示す刺激係数を算出し、バルジング固有振動数を推定する。その際、解析の適合度を判定するためにスロッシング固有振動数の算出も同時に実施する。

ところで箕輪らの研究⁹⁾によるとタンク壁面のバルジング固有振動数は、2.5Hz～6.5Hzと推定される。本解析では、刺激係数の算出不足を防ぐため、一度に解析を実行するのではなく、0.1Hz毎1000modeで算出する。

3.7 減衰の設定

構造物の振動エネルギーは、材料内部の分子摩擦による減衰、接合部等における摩擦減衰、空気や水、油などの中での振動により生ずる粘性減衰、構造物の振動エネルギーが地盤等の外部へ逸散する減衰、非線形材料による履歴エネルギー吸収による履歴減衰等によって消散される。これらの減衰を個々に厳密に評価することは困難であるため、直接積分法による非線形時刻歴応答解析を行う場合は、一般に減衰は速度に比例する粘性減衰により近似し、材料や部材ごとに減衰定数としてモデル化するのが通常である。減衰の評価方法には種々のものが提案されており、本モデルでは多用されている式(4)に示すRayleigh減衰 C を用いて、自由表面部分の要素に減衰を与えることにする。

$$C = \alpha M + \beta K \quad (4)$$

ここで、 M は質量行列、 K は剛性行列をそれぞれ表す。このとき、構造の固有円振動数 ω_i における減衰比 ξ_i は式(5)のように表すことができる。

$$\xi_i = \alpha / (2\omega_i) + (\beta\omega_i) / 2 \quad (5)$$

よって、 α と β は2つの次数の固有振動数と減衰定数から定めることになる。本解析では、スロッシング1次及びバルジング1次の固有円振動数を用いることとする。

実際の入力に際しては、本論では吉原ら¹⁷⁾の実験式(6)から壁面の減衰定数を算出し、Rayleigh減衰の形で与える。

$$h_i = 0.312f_i \quad (6)$$

ここで h_i は減衰定数(%), f_i は i 次固有振動数(Hz)である。式(6)で求めた減衰定数より式(5)における α , β を算出する。本解析では、 $\alpha=0.084737$, $\beta=0.0009$ とする。

表-3 固有振動数と刺激係数

Frequency	Modal Participation Factor			備考	Frequency	Modal Participation Factor			備考
	X	Y	Z			X	Y	Z	
0.202598	0.00058905	0.00060907	1.44.882		5.16872	-0.0068751	-0.0098963	11.9059	
0.496999	63.1111	-60.8525	-5.42804E-06	スロッシング1次	5.69695	0.0224155	0.0316936	0.00217168	
0.4997	-60.8544	-63.1113	0.000941896		6.0315	-0.0051735	0.00989666	-7.34959E-05	
0.598226	0.00092133	0.00040516	-0.000205148						
0.714487	-0.0003223	-0.0001462	0.000119353		7.88169	-10.7816	-10.8781	0.111368	
0.714823	-0.0004942	0.00015666	-0.837418		7.88258	10.7365	-10.643	0.0125446	
0.75639	-0.304991	-0.232013	-0.000577338		7.88073	-0.0050778	0.00752191	24.4837	
0.756396	0.291826	-0.304736	-0.000113507		8.19283	0.00471994	0.00543399	0.000400569	
0.852214	-0.0008143	0.0006357	0.0250106		9.21813	12.4108	10.9038	0.0026022	
0.883472	-11.8401	-11.9651	-1.23195E-05		9.2192	-10.698	12.2258	0.00337005	
0.883479	-11.9635	11.8385	9.71026E-06	スロッシング2次	10.3532	0.113254	0.19276	-0.0118255	
					10.959	0.228457	0.341136	-7.82578	
4.55912	-8.873E-06	-0.0122442	1.12661E-06		11.4065	0.070685	-0.0744065	0.000830229	
4.55913	0.0122417	8.87399E-06	-1.34544E-06		11.9422	56.5637	44.5419	-0.002030215	補強材固有値?
4.574	-7.134E-07	-1.145E-05	0.00103349		11.9837	-63.5640	54.4337	0.00273264	
4.77123	-32.4658	-21.8748	0.00529994	バルジング1次	12.4349	-4.09423	-3.42745	-0.0123581	
4.77159	-21.8153	22.4077	0.000455661		12.6146	-22.9177	20.8802	-0.0242251	

4. 解析結果

4.1 固有振動数解析

解析の手順①に従ってまず固有振動数解析を行い、表-3に算出した固有振動数と刺激係数を示す。ここで刺激係数の最大値は、0.50Hz付近のときであり、この振動数はHousnerの式¹⁸⁾より求めたスロッシング1次の理論値である0.50Hzに一致している。

一方、4.77Hz付近においても周辺の振動数領域と比較して、刺激係数が大きくなっている。これより4.77Hzが本解析に用いたSUSタンクのバルジング固有振動数であると推定する。なお、このバルジング固有振動数の値は、同タンクの振動実験を行った佐久間ら¹⁵⁾の結果と同等の値を示している。

ところで11Hz～12Hz付近においても刺激係数が大きくなっているが、これは垂直方向に配置された補強材の固有振動数が算出されたものと推定する。

ここで、図-3にスロッシング1次の固有振動数である0.49Hzの振動モード図を、図-4にスロッシング2次の固有振動数である0.88Hzの振動モード図をそれぞれ示し、(a)はタンク部、(b)は流体部である。図-3(a)、図-4(a)のタンク部に着目すると、スロッシング固有振動数である0.49Hz、0.88Hzでは、タンクの壁面上部が大きく変形するモードとなっており、スロッシングの特徴である液面揺動現象を再現している。図-3(b)、図-4(b)の流体部に着目すると、スロッシング1次固有振動数である0.49Hzにおいては、スロッシング1次モードの波形である液面揺動現象を再現しており、スロッシング2次固有振動数である0.88Hzにおいては2次モードの波形を再現できている。

次に図-5、図-6にバルジングの固有振動数付近と推定される4.771Hzと4.772Hzのモード図を示す。図-5は内部水平補強材、図-6はパネル部であるが両者はたいへん近接していることから、同時にこれらのモードが発生している可能性が高い。また、この位置は部材間の剛性差が大きな部分である。

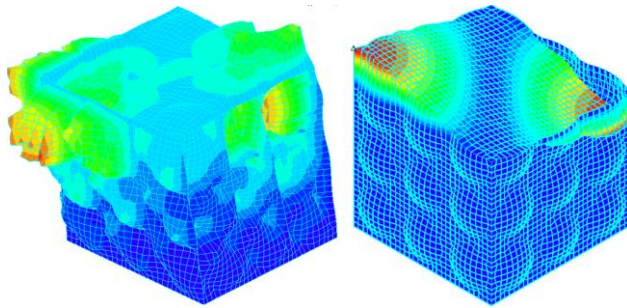


図-3 0.49Hz 振動モード図 (スロッシング1次固有振動数)

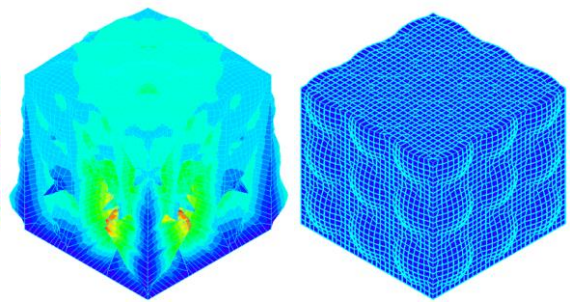


図-5 4.771Hz 振動モード図 (バルジング固有振動数)

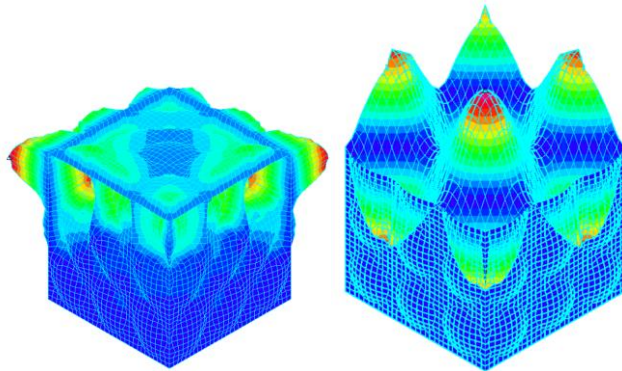


図-4 0.88Hz 振動モード図 (スロッシング2次固有振動数)

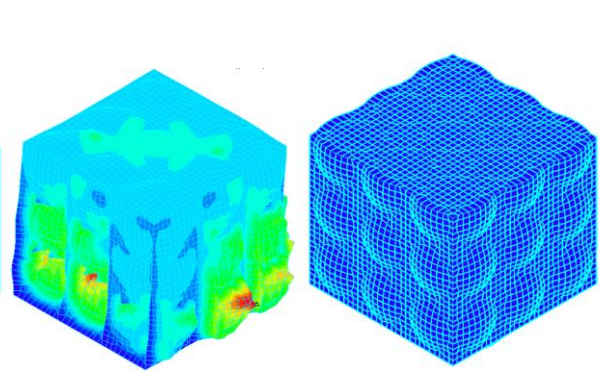


図-6 4.772Hz 振動モード図 (バルジング固有振動数)

ここで図-5(a)、図-6(a)のタンク部に着目すると、バルジング固有振動数付近である4.77Hzで、タンク下部の壁面が大きく変形するモードとなっている。これは、東日本大震災や熊本地震におけるバルジングが主原因と思われる損傷位置¹⁾³⁾と一致している。図-5(b)、図-6(b)の流体部に着目するとバルジングの固有値4.77Hzで、流体がほとんど動いていない結果となっている。これは、バルジングの特徴である流体が動液圧として構造体に作用していることを示している。

4.2 静的解析

解析の手順②に従い水を入れた状態における静的解析を行う。図-7にデータの取得点と表-4にその点のX軸方向の変位量を示す。ここではC点の変位量が最大で1.3mm程度であり、これにより静水圧により壁面が変形していることが確認できる。

4.3 時刻歴応答解析

(1) 4.77Hz 正弦波加振

解析の手順③に従い、固有振動数解析より得られたバルジング固有振動数である4.77Hzでの正弦波加振を行う。

図-8に本解析で得られた壁面の変位方向の関係を示す。ここで(a)はX軸に垂直な壁面がX軸に対して正方向に変位している時のモード図であり、(b)はX軸に垂直な壁面がX軸に対して負の方向に変位している時のモード

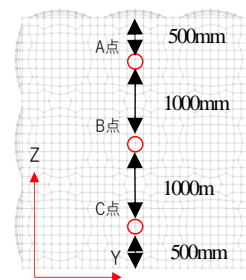


図-7 静的解析のデータ取得点

表-4 静的解析 (変位量)

node	変位(mm)
A点	0.277
B点	1.200
C点	1.307

図である。図-8(a)より加振方向に対して垂直な壁面は膨らむ方向(以下凸側)に変位すると、加振方向に対して平行な壁面は凹む方向(以下凹側)に変位する。また(b)より加振方向に対して垂直な壁面が凹側へ変位すると、加振方向に平行な壁面は凸側に変位する。

図-9にバルジング応答解析によって得られたタンクの変形モード図を時刻歴毎に示す。なお、図-10には本解析で着目する変位量および応力値を取得する節点を示す。ここで、A点、B点は壁面内側の水平斜め方向に平板の補強材が溶接されている点である。

図-9(a)はT=0.0sの初期状態を示している。図-9(b)~(f)は壁面の変位が最も大きくなったT=3.40sから0.5s間隔の変形モード図である。A点、B点周辺に着目すると、T=3.40s~3.50sにかけてA点は+側(凸側)へ変位し、B点は一側(凹側)へ変位している。またT=3.50s~3.60sにかけてA点は一側(凹側)に変位し、B点は+側(凸

側)へ変位している。

図-11にA点の加振方向の変位及びB点の加振方向に対して垂直方向の変位を示す。A点の最大変位は-0.49mm, B点の最大変位は+0.35mmとなっていることがわかる。なお,加振直後の変位は,衝撃によるものと考えられるため,第1波を除いたものを参考としている。ここでA点とB点に着目すると,加振方向垂直の壁面が+側(凸側)変位すると,加振方向に平行な壁面は-側(凹側)へ変位しており位相差が生じている。この部分は,斜め方向に平板の補強材が溶接されている部分であり,設計上は静的な荷重しか考慮していないので,圧縮力は作用せず引張力のみ作用することになっている。これは,写真-2(b)の内部補強材の座屈が示唆する圧縮応力の発生を裏付ける結果となっている。この結果より,本来引張力のみ考慮しての設計で,かつパネル内側面のみ溶接されている隅角部に繰り返し引張と圧縮が作用することで,タンク隅角部の溶接部分が裂けることになった可能性が高いと考えられる。ここでの事例は,東日本大震災や熊本地震において被災したSUSタンクの被害状況¹⁾³⁾と一致している。

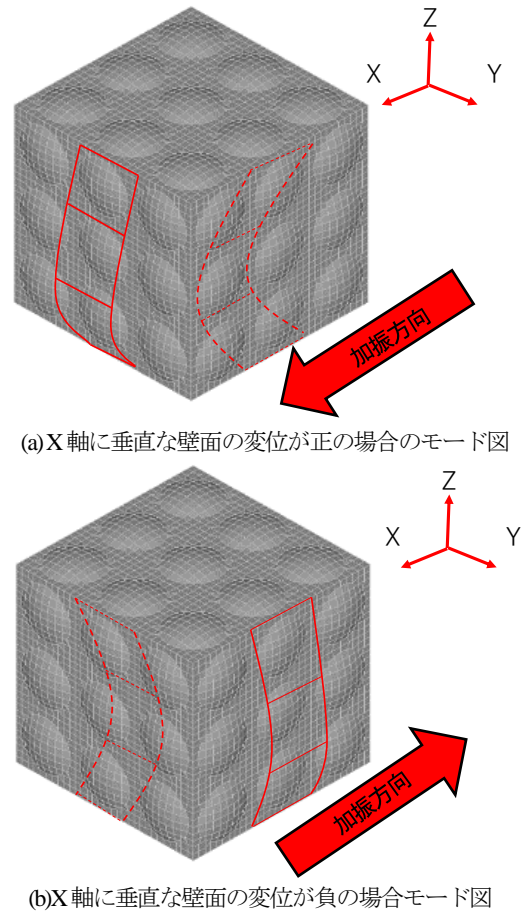


図-8 壁面変位方向の関係

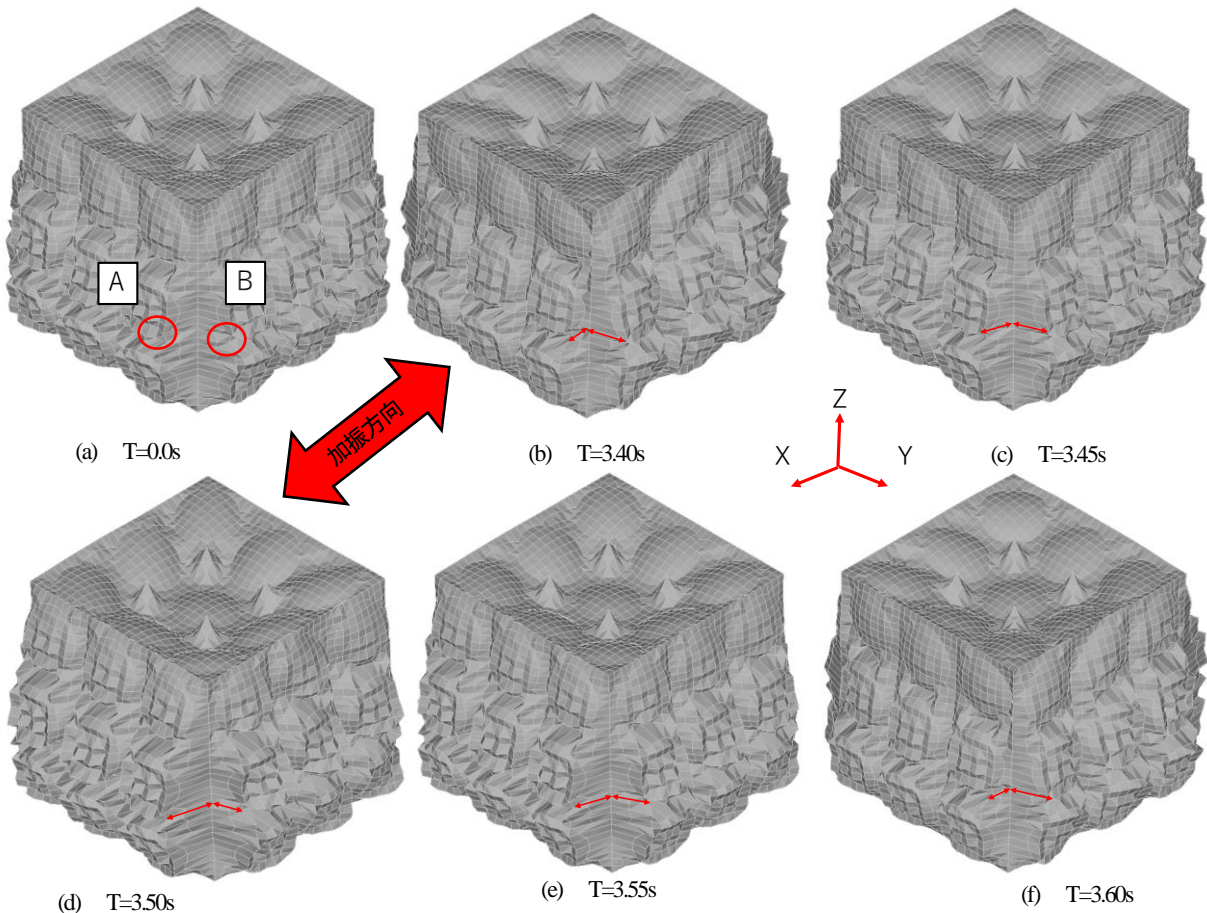
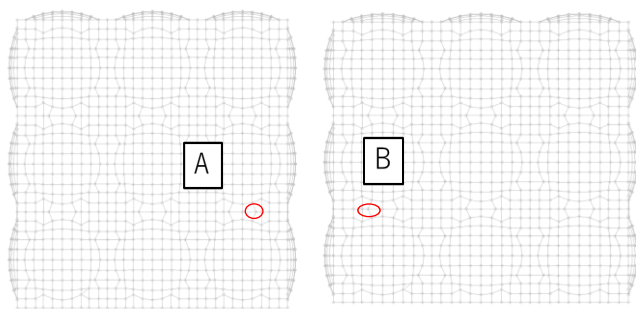


図-9 時刻歴応答変形 (4.77Hz, バルジング固有振動数)



(a) A点の位置 (a) B点の位置

図-10 時刻歴応答解析データ取得点

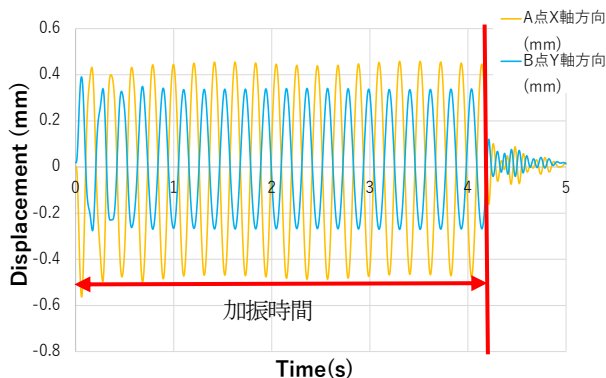


図-11 A点・B点の時刻歴変位量 (4.77Hz)

(2)熊本地震 (前震) 益城 NS波

解析の手順④に従い、時刻歴応答解析を行う。入力波は、熊本地震 (前振) 益城での NS 波である。図-12 に時刻歴応答解析により算出した A 点の加振方向の変位及び B 点の加振方向に対して垂直方向の変位を示す。A 点の最大変位量は -1.41mm 、B 点の変位は $+0.94\text{mm}$ となっている。また A 点に加振方向+側 (凸側) に変位すると、B 点は一側 (凹側) へ変位しており、ここでも位相差が生じていることがわかる。

次に図-13 に水平補強材取付け位置付近のミーゼス応力の分布図を示す。ここで(a)は壁面、(b)はタンク内部を可視化出来る様に、タンクの底面部分を一時的に取り外して表示し、隅角部をタンク下から覗き込んだものを示している。ここで壁面に着目すると、中央部より下部方向の応力が大きくなっていることがわかる。隅角部内側を図-13(b)において特に応力が高い赤で表示されている所は、水平な斜め方向の補強材が入っている位置である。この隅角部に斜め補強材が溶接されており、ここで応力集中が生じている。この位置は、パネル部分と補強材の接合部分であり、大きな剛性差を有する部分でもある。応力値は最大値で 414MPa を示しており、ステンレスの曲げ耐力が 245MPa であるので降伏強度を超えており、この部分に応力集中が生じて大きく変形を生じていると推定される。一方、東日本大震災や熊本地震においてバルジング現象が原因となり、多くの SUS タンクが破損し

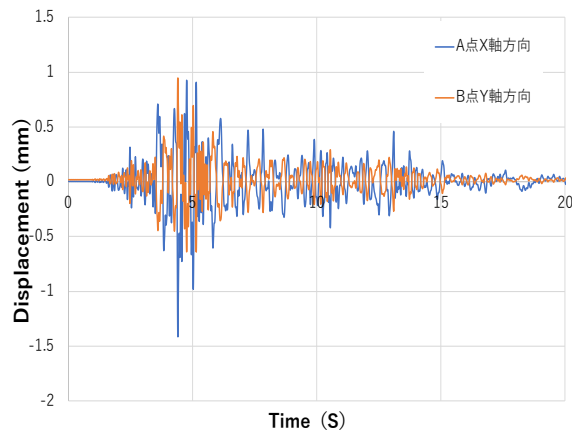
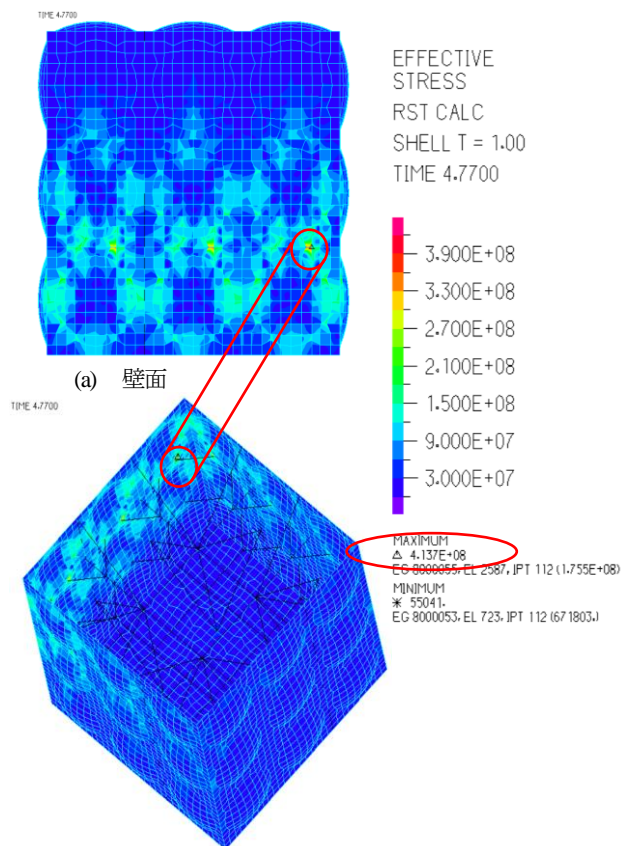


図-12 A点、B点の時刻歴変位量 (熊本地震)



(a) 壁面 (b) 内部 図-13 ミーゼス応力の分布図

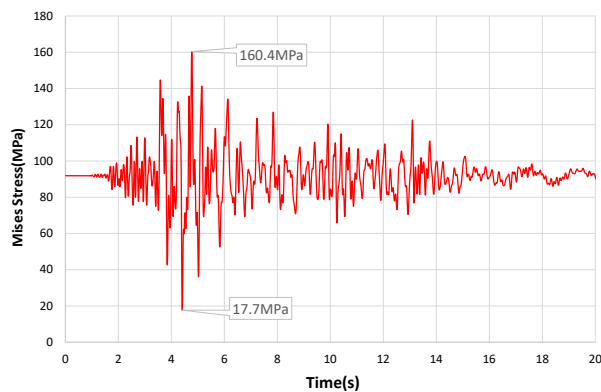


図-14 A点における時刻歴のミーゼス応力

たが、その多くは隅角部やタンク中央部より下部で損傷が生じている^{1)~3)}。このことから、本解析の結果はバルジ現象の再現ができており、補強部材での応力集中により隅角部に損傷が発生するメカニズムの説明となっていると考えてよいと思われる。

次に A 点における時刻歴応答ミーゼス応力を図-14 に示す。ただし解析ソフトの制約上、時刻歴応答応力値算出時には平滑化された値である。ここで、応力最大値は約 160.0MPa を示している。ここではステンレスの曲げ耐力である 245Mpa を下回っているが、繰り返しの応答により破壊に到る可能性も考えられる。

5. おわりに

本論では土木学会地震工学委員会水循環 NW 災害軽減対策研究小委員会 TF の活動¹²⁾の一環として検討された SUS タンクを対象に、固有振動数解析及び時刻歴応答解析を実施した。SUS タンクでは、溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所での応力集中が発生し、溶接部分にクラック発生等の弱点となることを明らかにした。また、設計上は引張力しか考慮されていない隅角部の平板補強材において、SUS タンクの加振時の特徴の一つである加振方向とその直角方向の位相差を生じる変形モードにより、圧縮力が生じており、これが座屈の発生に繋がっていることを明らかにした。

さらに形鋼等による内部補強材により、SUS タンクの剛性を著しく上げることで、結果的にパネル部と補強材部の接合部分で大きな剛性差を生じることになるので、これが耐震補強とならない可能性があることを示した。このような現象が生じているのは、設計上静的な荷重の割増のみで照査を行っているためである。動的な繰り返し荷重を考慮する必要があると考える。

ところで、最新の SUS タンクの耐震設計基準¹⁴⁾は、FRP 水槽構造設計計算法¹⁹⁾が基本となっており、これを基にして 1995 年の阪神・淡路大震災を受けて見直しが行われ、1996年に改定版が発行された。改定内容としては、水の揺動（スロッシング）による天井部に作用する外力での破壊被害が多く見られたこと、また建物や水槽の用途・重要度に応じて、設計者やユーザーの選択によってより耐震性を高めることが出来る必要があるという認識のもと見直しがなされている。しかし、実機設計において、梁モデルでの簡易的な解析だけで設計が進められている点に問題点があると考えられる。本論の解析結果や実際の被害状況を鑑みると、動的な設計を取り入れることが必要であり、現状の SUS タンクの耐震設計基準が適正ではない可能性があるかと推定される。そのため、今後の耐震設計条件に必要な事項として以下の点の検討が必要であると考えられる。

- ① スロッシング現象による液面揺動が SUS タンクの補強材に影響を与えることや、バルジ現象によるタンク主体の動きが及ぼす影響を考慮するため、動的な繰り返し荷重による照査が必要である。
- ② パネルと補強材の接合部において大きな剛性差があること、さらにこの溶接位置からクラックが生じていることから、SUS タンクにおいて補強材等で剛性を上げることが耐震補強に繋がらない可能性が高い。
- ③ バルジにおける具体的な設計基準の明記が必要である。

今後の研究課題としては、バルジに対応する設計基準を規定するための基礎データ収集を続けて行うこと、またデータの整理から、バルジを生じやすい構造側の条件の体系化を目指すことである。一方、既存のタンクのバルジに対応した耐震性向上に関しても検討をする必要がある。具体的には、後付で装着可能な制振装置等を検討をすることである。

謝辞

本研究の一部は、(独)日本学術振興会科学研究費・基盤研究(C)(研究代表者：平野廣和)ならびに中央大学特定課題研究費の給付を受けたことを付記する。

参考文献

- 1) 小野泰介, 遠田豊, 竹本純平, 平野廣和: 熊本地震におけるステンレスパネルタンクの被害調査とスロッシング発生時の損傷の検証, 土木学会構造工学論文集 Vol.66A, pp.137-146, 2020.3.
- 2) 厚生労働省健康局水道課: 「東日本大震災水道施設被害状況調査報告書(平成 23 年度災害査定資料整理版)」, 3. 1 拠点施設の被害状況とその要因・課題, 2012.12.
- 3) 国立研究開発法人建築研究所: 平成 28 年(2016 年)熊本地震による建築物等被害第五次調査報告(速報), 2016.5.
- 4) 坂井藤一, 迫田治行: 大形液体タンクの地震応答に関する研究, 第 4 回日本地震工学シンポジウム論文集, 1975.11
- 5) 岡田統夫, 坂井藤一, 迫田治行: 有限要素法による大形液体タンクの地震応答解析, 川崎重工技報, No.59 & 61, 1975.12. & 1976.6.
- 6) 箕輪親宏, 清水信行, 鈴木純人: 長方形ステンレスパネル水槽の振動台実験, 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 68, No. 668, pp. 1056-1063, 2002.4.
- 7) 箕輪親宏: スロッシングインパクトを考慮した長方形水槽の耐震性に関する研究, 東京工業大学学位請求論文, 2004.11.
- 8) 塩野谷遼, 平野廣和, 井田剛史, 河田彰: 実機貯水槽を用いたバルジ振動に関する振動実験, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.73, No.4, pp.404-411, 2017.9.
- 9) 小野泰介, 竹本純平, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 構造形式の異なる矩形タンクのバルジ振動応答特性の比較, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.75, No.4, pp.66-74, 2020.9.

- 10) 志賀典親, 小野泰介, 因和樹, 井田剛史, 平野廣和: 振動実験と数値流体解析を用いたバルジングの特徴の把握, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.74, No.2, pp.285-294, 2019.1
- 11) 井上涼介, 坂井藤一, 大峯秀一: 矩形水槽におけるバルジング地震応答挙動の有限要素法解析, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.75, No.4, pp.36-50, 2019.9.
- 12) 土木学会地震工学委員会: 水循環施設の合理的な災害対策研究小委員会活動報告書, 2018.
- 13) 社団法人日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説(2009年版), 2009.
- 14) 日本ステンレスタンク工業会: ステンレス鋼板製パネルタンク (溶接組立形) 設計指針建築設備編, 2013.
- 15) 佐久間真輝, 鈴木森晶, 青木大祐, 坂東芳行, 行田聡: パネル接合部の損傷に着目したステンレス鋼製パネルタンクの強度の検討, 平成 30 年度土木学会中部支部研究発表会, 2019.3
- 16) 平野廣和, 松田宏, 長沼寛樹, 井田剛史, 樽川智一: 浮屋根式タンクのスロッシング時の挙動把握のための流れと構造の連成解析, 構造工学論文集, Vol.53A, pp605-613, 2007.7.
- 17) 吉原醇一, 安井讓, 角田智彦, 中村嶽: 可撓性矩形水槽の振動特性について, 大林組技術研究所報, No.20, pp17-24, 1980.
- 18) Housner, G. W. : The dynamic behavior of water tank, Bulletin of The Seismological Society of America, Vol. 53, 1963.
- 19) 強化プラスチック協会: FRP 水槽構造設計計算法 (1996 年版), 1996.

(Received June 24, 2020)
(Accepted November 19, 2020)

TIME HISTORY RESPONSE ANALYSIS OF FLUID AND STRUCTURE FOR STAINLESS STEEL PANEL TANK

Junpei TAKEMOTO, Taisuke ONO, Hirokazu HIRANO and Naotugu SATO

In recent years, many stainless steel (SUS) panel tanks have been installed as for water supply facilities in order to facilitate maintenance and shorten construction time. Although these tanks are designed and constructed according to the latest design standards, there have been so many cases of damage in SUS tanks due to severe earthquakes such as the Tohoku-Pacific Ocean Earthquake and the Kumamoto Earthquake. In this paper, the time history response analysis of a 3000 × 3000 × 3000mm SUS tank is carried out to show local stress behavior which can cause damages. As a result, it is necessary to study more on the relationship between SUS body stiffness in order to avoid damages under earthquake which can modify future design condition.