

(1)「屋外タンク貯蔵所の保安検査の周期に係る調査検討会(第1回)」議事録(案)

1. 開催日時

平成22年4月23日(金)

2. 開催場所

三田共用会議所 第2特別会議室

3. 出席者

大塚委員、岡崎委員、亀井委員、黒瀬委員、次郎丸委員、土田委員、峯委員
宮村委員、森委員、山田委員

4. 配付資料:

資料 1-1 委員名簿

資料 1-2 開催要綱(案)

資料 1-3 検討の背景及び検討項目

資料 1-4 タンクの現況と法令総括

資料 1-5 事故の発生状況

資料 1-6 事故要因分析と規制の現状

資料 1-7 海外の状況

資料 1-8 開放検査周期を延長した場合の影響評価(①内面腐食)

資料 1-9 開放検査周期を延長した場合の影響評価(②裏面腐食)

資料 1-10 開放検査周期を延長した場合の影響評価(③耐震性)

資料 1-11 開放検査周期を延長した場合の影響評価(④溶接部欠陥)

資料 1-12 内面コーティングの耐用年数に関する検討(案)

資料 1-13 検討スケジュール(案)

参考資料 1-1 事業仕分け論点

参考資料 1-2 事業仕分け議事概要

参考資料 1-3 タンク底部の超音波連続測定による裏面腐食の特徴の検討（要旨）

参考資料 1-4 流出事故事例

5. 議事

消防庁次長挨拶の後、亀井委員が座長に選任された。座長より座長代理として宮村委員が指名された。また、開催要綱が承認された後、審議は公開（企業情報等が推測される場合のみ非公開）でおこなうこととされた。

（1）検討の背景等について（資料1-3）

（委員）石油タンクで一番問題になるのが底板の腐食である。腐食のデータ情報を利用して何年もつかを検討することが必要と考える。

（委員）現在の板厚測定は板一枚あたり3点とされているようだがその理由は？

（事務局）板厚の代表値として測定しているものである。

（委員）あまり偏っていない3点で測定して、代表値としているものと理解している。

（2）タンクの現況等について（資料1-4）

（委員）（検査周期を13年とするための用件の一つである）板厚の予測式は、事故要因や事故発生時の影響を分析してモデル化したものか？

（事務局）一定条件下にあるタンクの腐食要因の統計分析結果を踏まえて作られている。

（委員）この予測式は、タンクの設置環境に基づき腐食量を類型化するもので、腐食量と環境の相関性を数量化分析して得られたもの。

（3）事故の発生状況等について（資料1-5、資料1-6、参考資料1-4）

（委員）通常運転時での流出事故原因には、腐食によるものと、まだ寿命があるのに操作方法等外力の影響によるものの2種類あると思うが、割合はどれくらいか？また、単純に腐食で減肉していった場合と、割れや局所的な孔食といった小さい領域が原因となった場合の2種類あると思うが、そのような点を踏まえた評価が必要ではないか。

（委員）設置経過年別流出事故件数の図があるが、タンク開放時に補修した効果が検証できるとよいのではないか。また、底部流出事故フロー図で、腐食、割れ、不等沈下・不支持の三要素が挙げられているが、タンク条件によってどれが一番支配的か分析できれば、対策に生か

せるのではないか。

(事務局) 統計データの提示は可能だが、腐食経緯の把握には詳細な調査が必要であり、古いデータもあることから、どこまで分析できるか分からない。貫通部からの流出が 22 件、破断部からの流出が 12 件という数字から、腐食減肉による流出事故が多いという印象を持っている。

(委員) 通常運転時におけるタンク底部からの平均流出量は、水島事故を除くと小さくなるのではないか。

(4) 海外の状況について (資料 1-7)

(委員) フランスの事例が参考になる。始めは少量流出だったが、地面が洗掘されて大量流出につながった。宮城県沖地震や水島事故と同様に少量流出から大量流出に拡大している。少量流出だから「たいした事故ではない」という捉え方は危険である。

(5) 開放検査周期を延長した場合の影響評価 (①内面腐食) について (資料 1-8)

(委員) 60 基のデータを使用する根拠と、どのようなタンクを選ぶのか。

(事務局) 現在、保安検査対象となっている 1 万kl 以上の新法タンクは 589 基だが、消防庁では廃止タンクも含めて 607 基のタンクデータを把握している。今回の評価は、事故の増加危険性に関する試算なので、腐食の大きいものから全タンクの約 1 割相当の 60 基のデータ分析を行う予定。

(委員) タンクの劣化状況評価を行った上で次の開放周期を決めることを視野に入れた検討なのか？

(事務局) 腐食の進み方は一様ではなく、流出時に少量流出で止められる技術的保証がないため、タンクの劣化予測に基づく開放周期の設定は時期早尚だと考えている。今回の提案は、余寿命の評価を行うことにより、基本検査周期を延長した場合にタンクの危険性がどの程度高まるかという分析である。

(6) 開放検査周期を延長した場合の影響評価 (②裏面腐食) について (資料 1-9)

(委員) 測定点数によって腐食の最大値は変わる。定点測定時に得られる最大腐食量と定点測定した場合の平均と 100 点や 500 点を測定した場合に得られる最大腐食量の分析を比較することにより、連続板厚測定の効果客観的に評価できるのではないか。

(委員) 基礎の表面に凹凸があると底板に応力が加わるので、板厚が 0mm になる前に流出事故は発生するだろう。モデル化を検討した上で、板厚 0mm で貫通孔があくという、仮定が適当かを検討した方が良いと思う。

(事務局) ここでは、管理板厚を決めようとしている訳ではないが、指摘を踏まえて検討したい。

(委員) 1回目開放時の定点測定最小値と2回目開放時の定点測定最小値に補正係数の3倍したものをを用いて貫通測定年数を算出する提案のようだが、1回目開放するまでの8年間はどうか？

(事務局) 1回目は、連続板厚測定による予測値である青の実線と紫の点線を伸ばした実線で評価する。2回目は、連続板厚測定を実施した場合の8年目の予測板厚から茶色の点線を伸ばして評価する予定である。

(委員) 板厚何mmまで許容するという基準が必要になると思うが、その点が分かるようにまとめてほしい。

(7) 時間の関係から資料1-10、資料1-11については次回に検討することが事務局から提案され、了承された。

(8) 内面コーティングの耐用年数に関する検討(案)について(資料1-12)

(委員) 3層になっている条件によっても変わるだろうが、試験を行うコーティングの種類は1種類なのか？また、塗料の技術進化による対応についてはどう考えているか？

(事務局) 塗料の配分比率や膜厚を考えて耐久性の評価を行いたい。塗料の質について細かくは規定出来ないので、その点は将来的な課題。

(委員) 加速劣化試験に温度勾配試験を選んでいるが、タンクでの劣化現象を模擬する試験方法の一つなので、試験結果の取扱いには注意が必要だと考える。

(委員) その点はワーキンググループで十分議論してほしい。

第1回調査検討会資料1-5の訂正

・17ページ 表1の事故番号58番 ※許可容量は10000kℓではなく、10kℓ

(誤)

58	1984/04/23	10000	A重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	不明	不明	構外河川	0.1
----	------------	-------	-----	-------	-------	----------	----	----	------	-----

(正)

58	1984/04/23	10	A重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	不明	不明	構外河川	0.1
----	------------	----	-----	-------	-------	----------	----	----	------	-----

・19ページ 表1の事故番号86番 ※流出量は20.0kℓではなく、142.6kℓ

(誤)

86	1995/01/13	28970	軽油	底板溶接部	割れ		1968 5.15	26.7	防油堤内	20.0
----	------------	-------	----	-------	----	--	--------------	------	------	------

(正)

86	1995/01/13	28970	軽油	底板溶接部	割れ		1968 5.15	26.7	防油堤内	142.6
----	------------	-------	----	-------	----	--	--------------	------	------	-------

・20ページ 表1の事故番号117番 ※流出量は不明ではなく、0.13kℓ

(誤)

117	2003/03/15	50000	原油	底板母材部	腐食開孔部	内面 有	1970 3.15	33.0	構内	不明
-----	------------	-------	----	-------	-------	---------	--------------	------	----	----

(正)

117	2003/03/15	50000	原油	底板母材部	腐食開孔部	内面 有	1970 3.15	33.0	構内	0.13
-----	------------	-------	----	-------	-------	---------	--------------	------	----	------

・13ページ 表3 タンク底部からの流出事故（通常運転時）の平均流出量

(誤)

表3 タンク底部からの流出事故（通常運転時）の平均流出量

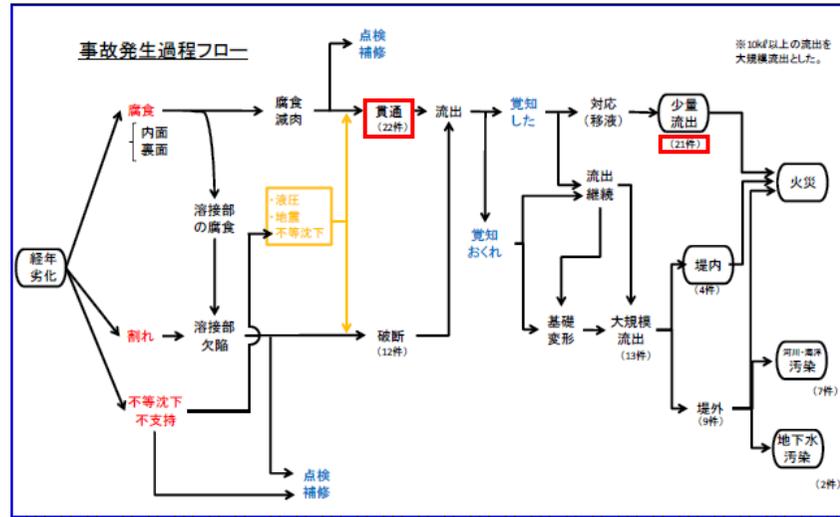
タンク容量	施設件数 (H20年度統計)	流出事故件数 < >流出量不明	平均流出量 (不明除く) (kℓ)
1000 kℓ未満	61,425	51 < 8 >	6.1
1000 kℓ以上 10000 kℓ未満	5,617	11	12.8
10000 kℓ以上	2,361	16 < 1 >	3,208.0

(正)

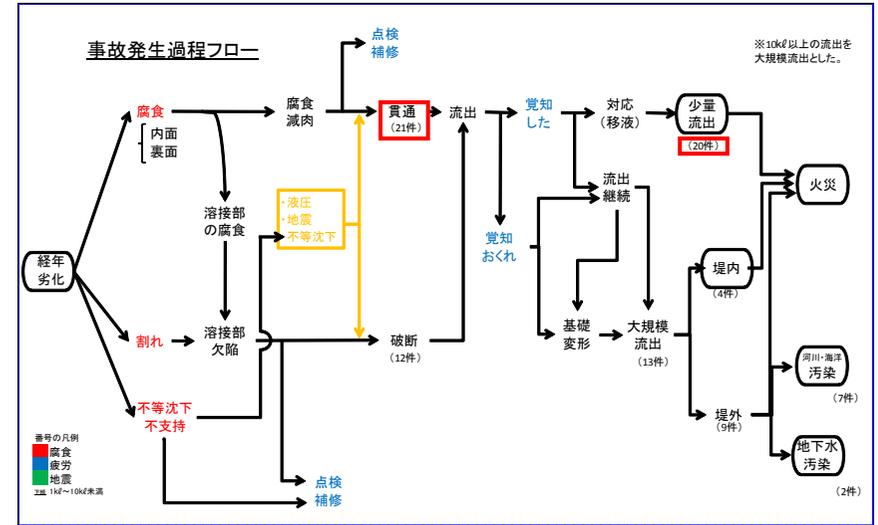
表3 タンク底部からの流出事故（通常運転時）の平均流出量

タンク容量	施設件数 (H20年度統計)	流出事故件数 < >流出量不明	平均流出量 (不明除く) (kℓ)
1000 kℓ未満	61,425	52 < 8 >	6.0
1000 kℓ以上 10000 kℓ未満	5,617	11	12.8
10000 kℓ以上	2,361	15 < 1 >	3,445.9

(誤)

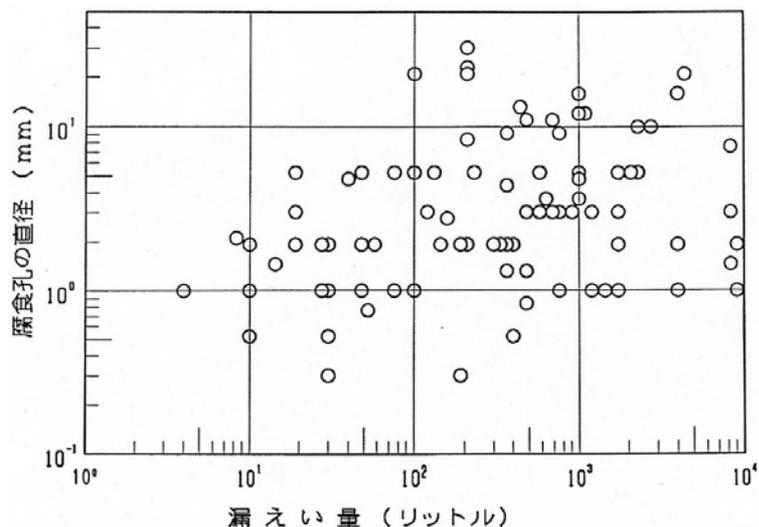


(正)



(2) 事故事例からの要因分析

- 資料1-05から抽出した容量千kl以上のタンクの底部からの流出事故について、事故事例集及び事故原因調査報告書から、事故要因と開口部の寸法についてまとめた(表1及び表2参照)。
- 通常運転時の底部事故28件のうち、初期不良が関与している事故は4件(基礎工事、摩耗、オーバーグラインダ2件)(約14%)にとどまり、経年劣化が主要な事故要因であると言える。なお、コーティングの施工不良や溶接部の内部や裏面のきずが関与しているものもあると想定されるが、これらは現在の技術では発見できないもので、その後の経年劣化により不具合が拡大して流出事故に至ったと考えることが合理的であり、経年劣化が主要な事故要因であると整理した。
- 開口部の寸法についてはデータが少ないが、内面腐食による事故17件のうち5件で寸法が報告されており、直径数mmから数十mmとされている(複数の貫通孔が見つかった事例もある)。裏面腐食の事故4件のうち2件で開口部寸法が報告されており、それぞれ直径3mmと50×60(mm)である。これらのことから、局所的な腐食により直径数mm～数十mm程度の貫通孔があくことにより流出事故が発生することがわかる。
- 下の図は国内の危険物施設からの腐食による流出事故の、開口部の寸法(腐食孔の直径:縦軸)と流出量(漏えい量:横軸)の関係を示したもの。開口部の寸法が大きいと流出が少量にとどまらないとは言えるが、開口部の寸法が小さい場合の流出量には大きなばらつきがあることがわかる。流出量は、開口部の寸法よりも、貯蔵量や圧力、流出から対応完了までの時間による影響が大きいと言える。



内面腐食貫通孔の例

A. Kamei (1987): "Leakage Accidents due to Corrosion in Plant Handling Hazardous Materials", Corrosion Engineering, Vol. 36, pp. 603-609.

(2) 事故事例からの要因分析

大型タンクからの流出事故では、当初は小規模流出でも急激に拡大する危険性が高い

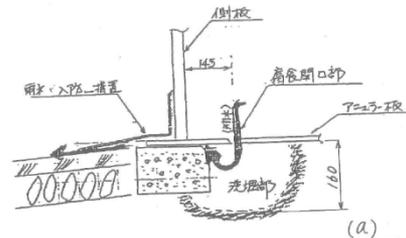
容量の大きなタンクの底部から流出事故が発生した場合

当初は少量流出であっても



この間に急激な流出があり、防油堤を超えて外部へ流出。住民の避難や道路や鉄道の封鎖、河川の汚濁を引き起こした。

高い液圧や流出速度による基礎の弱化と流路の形成によって基礎の変形洗掘を引き起こして大規模な破断に至る場合がある。



国内事故での基礎損壊事例
Φ7mmの穴からの流出で基礎が局部的に洗掘された。

1月11日15時

1月12日8時

基礎が洗掘された結果、底部の下に隙間を生じ、アニュラ板が破断している状況

基礎が変形洗掘することがある



大規模な破断が生じるおそれ



別の基礎損壊事例

写真は2007年12月に発生したフランスの事故事例のもので、次から引用した:
Arnaud Guéna, Emmanuelle Poupon, Mikaël Laurent: "AMBES OIL DEPOT - Crude oil tank failure 12/01/2007-", Freshwater Spill Symposia 2009.

このような事例

- ・1974年倉敷市
- ・1978年仙台市
- ・2005年ベルギー
- ・2007年フランス

表 1 容量千kℓ以上の屋外タンク貯蔵所の底部からの流出事故概要（通常運転時）

No.	発生年月日	許可容量 (kℓ)	事故時容量 (kℓ)	貯蔵油種	発生箇所	箇所詳細	内裏面コーティング有無	設置年月日	経過年.月	被害範囲	流出量 (kℓ)	経年劣化以外の要因	開口部寸法 (mm)・箇所数
6	1974/12/18	50000	42888	C重油	底板×側板溶接部	溶接部破断		1973 12.15	1.0	海上	47,888.0	基礎工事	
15	1976/05/14	30000	21400	重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1969 7.31	不明	防油堤内	0.2		ピンホール × 2箇所
18	1977/01/31	30000		C重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1971 9.16	5.3	防油堤内	85.0		
22	1977/12/08	4700	3260	軽油	底板溶接部	溶接部破断		1958 4.28	19.6	防油堤内	不明	溶接部初層の欠陥が上部へ進展しピンホールに接続	
25	1978/06/16	24000	9251	原油	底板母材部	摩耗開口部		1973 9.17	4.7	防油堤内	49.7	ルーフトレンが底板と接触し摩耗	
26	1978/07/29	3000	3000	重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1968 2.2	10.5	敷地内	1.2		
28	1979/02/04	50000	11826	原油	底板溶接部	溶接部破断		1964 2.27	14.9	構内排水溝	50.0		長さ 5080
29	1979/02/13	7350	3000	C重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1968 2.2	11	敷地内	1.2		
30	1979/04/22	22855	4900	C重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	不明	不明	敷地内	0.02		
34	1980/02/06	99,000		原油	底板溶接部	溶接部破断		1971 9.14	8.4	敷地内	0.07		
35	1980/02/23	4000		C重油	底板母材部	腐食開孔部	裏面	1958 4	21.9	防油堤内	10.9		
39	1980/06/26	30000	4500	灯油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1959 2.10	20.5	構内地中	16.0		

No.	発生年月日	許可容量 (kl)	事故時容量 (kl)	貯蔵油種	発生箇所	箇所詳細	内裏面 コーティ ング有無	設置年 月日	経過 年.月	被害範囲	流出量 kl	経年劣化以外の 要因	開口部の寸法 (mm)・箇所数
43	1980/12/06	3180		ナフサ	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1972 1.17	8.9	敷地内	不明		
44	1980/12/22	10926	液レベル 1.5m	軽油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1972 3.4	8.8	敷地内	不明		
52	1982/08/10	1024		ガソリン	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1964 1.24	18.5	構外畑地	46.1	熱影響部	
53	1982/09/29	2000	1470	C重油	底板母材部	腐食開孔部	裏面 不明	1969 5.1	13.4	敷地内	0.8		
61	1984/12/10	1500	480	B重油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1952 6.12	32.5	敷地内	0.6		
62	1985/06/11	109817	90081	原油	ミキサ下部ア ニ ュ ラ板	腐食開孔部	内面 無し	1972 10.3	12.7	防油堤内	0.1		φ7
73	1988/07/05	82641		原油	底板溶接部	溶接部破断		1975 3.6	13.3	地中	0.4	オーバーグライン ダ	
75	1989/12/17	84548	75000	原油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1973 8.3	16.4	防油堤内	0.8		
86	1995/01/13	28970	3522	軽油	底板溶接部	溶接部破断		1968 5.15	26.7	防油堤内 地下水	142.6	融合不良、オーバ ーグラインダ、し わ	長さ 655
90	1997/04/13	110000	15600	原油	底板母材部	腐食開孔部	内面 有	1972 9.28	24.5	防油堤内	1.3		30×50、30×40、 数mm径
106	2001/06/27	50000	11000	原油	底板母材部 新基準	腐食開孔部	内面 有	1970 12.4	30.6	防油堤内	8.0		φ10×2箇所
114	2003/01/25	9800		原油	底板母材部	腐食開孔部	内面 不明	1967 12.26	35.1	構内	0.03		

No.	発生年月日	許可容量 (kl)	事故時容量 (kl)	貯蔵油種	発生箇所	箇所詳細	内裏面 コーティング有無	設置年 月日	経過 年.月	被害範囲	流出量 kl	経年劣化以外の 要因	開口部の寸法 (mm)・箇所数
117	2003/03/15	50000	11600	原油	底板母材部	腐食開孔部	内面 有	1970 12.4	32.8	構内	0.13		φ10
121	2003/07/07	2000	350	スチレン	底板母材部	腐食開孔部	裏面	1981 11.4	21.8	構内	0.7		φ3
133	2005/12/07	2400		ナフサ	底板母材部	腐食開孔部	内面 有	1973 9.17	32.2	構外河川	80.0		φ10
	2010/01/24	51252		ジェット燃料	底板溶接部	溶接部破断		1969 7.23	40.5	防油堤内	調査中	調査中	長さ400
	2010/04/05	4900	860	潤滑油	底板母材部	底板母材部	裏面	1963 2.11	47.2	防油堤内	調査中	調査中	50×60

表2 容量千kℓ以上の屋外タンク貯蔵所の底部からの流出事故概要（地震時）

No.	発生年月日	許可容量 (kℓ)	事故時容量 (kℓ)	貯蔵油種	発生箇所	箇所詳細	コーティング 有無	設置年月日	経過 年.月	被害範囲	流出量 (kℓ)	事故原因	開口部寸法 (mm)・箇所数
1	1978/06/12	31,421		灯油	アニュラ板 ×側板			1972 8.15	5.8		滲み	宮城県沖地震	
2	1978/06/12	31,470		重油	底部亀裂			1972 11.8	5.6	海上	26,798kℓ 流出	宮城県沖地震	長さ 39100、4600
3	1978/06/12	31,508		重油	底部亀裂			1972 12.18	5.5	海上	23,705kℓ 流出	宮城県沖地震	長さ 34000、27500
4	1978/06/12	23,608		減圧軽油	底部亀裂			1973 1.25	5.4	海上	45kℓ流出	宮城県沖地震	
5	1978/06/12	23,588		減圧軽油	底部亀裂			1973 1.25	5.4	海上	17,644kℓ 流出	宮城県沖地震	長さ 36300、19400
6	1983/05/26	2,000		軽油	底板×側板			不明	12.7		滲み	日本海中部地震	
7	1983/05/26	1,000		軽油	底部 (ドレン部)		有	不明	11.6		滲み	日本海中部地震	長さ 100

危険物が流出した場合の影響事例

黒瀬 俊明

【本資料の目的】

危険物の流出事故が発生した場合、どのような被害事象が起き得るのか、また、過去にどのような被害が発生しているのかを整理します。

【本資料の構成】

1. 危険物の流出事故により想定される被害事象
危険物の流出事故により直接的・間接的な被害事象について整理します。
2. 危険物流出事故事例
過去の危険物流出事故について、事故概要、被害状況、補償額ごとに整理します。

屋外タンクから危険物流出事故が発生

仮に1万kL流出した場合は、ドラム缶5万本相当量に該当

危険物が地下水系まで到達すると、広範囲に被害が及ぶことになる

想定される事象

- 危険物が地中に浸透
- 河川、海等に危険物が流出
- 油が滞留

被害として想定される危険要因

- 野菜、果物等に有害物質が混入
- 井戸水を利用する世帯では危険物を直接摂取
- 魚介類等に有害物質が混入
- 生態系に異常が発生
- 火災

<土壌浄化費用の例>

- ・タンク損傷による原油・灯油10kLの漏洩→1.4億円
- ・配管老朽化による重油1kL(推定)の漏洩→4600万円

間接的被害として想定されるもの(金額換算できるものの例)

- 有害物質が混入した農産物・海産物を継続的に摂取した人に健康障害が発生(流通形態の複雑化に伴い被害が広範囲に広がるのが懸念される)
- 汚染物質が混入した農産物・海産物の販売不振により生業を圧迫され、経営危機に陥る事業者が発生(風評被害により広範囲・長期的な被害の発生も考慮すべき)
- 有害物質が地中に染みこんでいることに伴う地価が下落(資産価値の低下)

(流出した危険物に着火した場合)

- 防油堤内に危険物が留まっている場合、防油堤内の全面火災に発展する可能性が高く、強い輻射熱により消火困難性が高まるとともに隣接タンクが炎上・爆発する可能性も否定できない

2005年十勝沖地震に伴い製油所の直径43メートルのナフサタンクで全面火災が発生したが、約50メートル離れた斜面の草が燃えていたことから輻射熱の強さがわかる。
1983年1月7日ニュージャージー州で1300バレル(206.7kL)のガソリンがあふれて防油堤内に流出。火災となり2つのタンクと給油施設を破壊した

<1>エクソン・バルディーズ号原油流出事故

【事故概要】

- ・事故発生日：1989年3月24日未明
- ・事故現場：米国アラスカ州沖 プリンズ・ウィリアム湾
- ・事故概要：1989年3月23日午後9時過ぎ、エクソンモービル社が所有する石油タンカー、エクソン・バルディーズ号は5,300万ガロン(20万kL)の原油を積み、アラスカ州のバルディーズ石油ターミナルを出発し、カリフォルニア州に向かった。しかし、翌24日午前0時過ぎ、アラスカ州沖プリンズ・ウィリアム湾で座礁し、積載量の約20%である1,100万ガロン(4万2千kL)の原油が流出した。



米国NOAA
HPより

【被害状況】

- ・原油1,100万ガロン(4万2千kL)が流出。流出油はプリンズ・ウィリアム湾一体に広がり、350マイル(560km)以上の地点まで到達した。
- ・ニシン、鮭等の魚類、海鳥、海獣等に甚大な被害が発生。ニシン漁は壊滅的な打撃を受け、2億8千万ドル(約250億円)を超える被害。
- ・事故により海鳥25万羽、ラッコ2800頭、ハクトウワシ250羽が死亡(U.S. Fish & Wildlife Service 2010年3月23日)。環境汚染が大きな問題となった。

【補償額】

- ・エクソンモービル社の補償額：
汚染除去費用 約21億ドル(約1900億円)
漁師を含む地元住民への補償金 3億ドル(約270億円)以上
- ・エクソンモービル社への懲罰的損害賠償：
1994年アンカレッジ地裁判決：50億ドル→控訴
2006年連邦控訴裁判決：25億ドル→控訴
2008年連邦最高裁判決：5億700万ドル(約460億円)
- ・エクソンモービル社負担総額は43億ドル(約3900億円)

<2>ナホトカ号重油流出事故



【事故概要】

- ・事故発生日: 1997年1月2日未明
- ・事故現場: 日本海 島根県隠岐島沖
- ・事故概要: 1997年1月2日未明, ロシア船籍タンカー, ナホトカ号はC重油19,000kLを積み, 風速約20m, 波高約6mの状況下, 上海からペトロパブロフスクに向け航行中, 島根県隠岐島沖北北東約106kmで船首部分が破断し, 船尾部分が沈没した. 船首部分は潮流と風に流されながら1月7日午後, 福井県坂井郡三国町安東岬付近の岩盤に漂着した. この事故で積載されたC重油6,240kLが流出した.

【被害状況】

- ・C重油6,240kLが流出. 流出したC重油は潮に流され, 島根県から秋田県にかけての海岸に甚大な汚染被害が発生.
- ・地元自治体, 漁業者や観光業者等に大きな被害を与えた. 風評被害により, 重油流出による海洋汚染がなかった地域の漁業(カニ等)や, 地元の観光業の売上げも減少.
- ・油回収作業・清掃作業に地元住民およびボランティアが多数参加したが, 5名が過労等で死亡.

【補償額】

2002年8月に和解が成立. 補償額は261.27億円.

国及び海上災害防止センターへの補償額

請求者	請求内容	請求額	補償額
国	油防除・回収・清掃費用	15億19百万円	18億87百万円(注1)
海上災害防止センター	油防除・回収・清掃費用	154億21百万円	124億50百万円(注2)

注1債権権利法上必要とされる遅延損害金を含む. 注2仮設道路に係る補償額20億48百万円を含む.

その他の被害者への補償額

(国際油濁補償基金資料による)

請求者	請求内容	請求額	補償額
漁業者	漁業被害(清掃費用は除く)	50億13百万円	17億69百万円
観光業者	観光被害(水族館含む)	28億41百万円	13億44百万円
地方自治体	油防除・回収・清掃費用	71億43百万円	56億38百万円
船主	不明	11億29百万円	7億74百万円
その他	不明	27億48百万円	22億65百万円

<3> 石油採掘基地爆発炎上・原油流出事故

【事故概要】

- ・事故発生日: 2010年4月20日夜
- ・事故現場: 米南部ルイジアナ州沖(ベニス南東約84km)のメキシコ湾
- ・事故概要: メキシコ湾のBP社操業の石油掘削基地「ディープウォーター・ホライズン」で突然大きな爆発があり、基地が炎上した。事故で126名の作業員の内11名が行方不明、17名が負傷(内3名が重傷)したとされている。この爆発事故で水深約1,500メートルの海底と基地を結ぶパイプの3ヶ所が破損、大量の原油が流出し、掘削基地の海上部分は4月22日に水没した。原油の流出は6月17日現在も続いている。

【被害状況】

- ・流出量は当初1,000バレル/日(160kL/日)と推定されていたが、5月27日には12,000～19,000バレル/日(1900～3000kL/日)に変更される。この時点で事故以降、計45万～75万バレル(7.2万～12万kL)流出したことになり、米史上最悪の流出事故、エクソン・バルディス号座礁事故の流出量を上回る。
- ・6月10日には推定流出量が20,000～40,000バレル/日(3200～6400kL/日)に再度変更される。
- ・米政府は約20万km²(瀬戸内海の約10倍)で漁業規制。大規模な汚染被害が広がっている。

【補償額】

- ・BP社の負担コストは6月14日までに約16億ドル(約1460億円)に達した。なお、非常事態宣言をした4州(ルイジアナ, ミシシッピ, アラバマ, フロリダ)に、合計で1億7500万ドル(約159億円)を提供。
- ・BPは6月16日、地域住民への補償原資などとして、200億ドル(約1.8兆円)を拠出することで米大統領と暫定合意。

<4>水島重油流出事故

【事故概要】

- ・事故発生日：1974年12月18日
- ・事故現場：岡山県倉敷市の瀬戸内海に面した製油所
- ・事故概要：5万kLドームルーフタンクの最下段の側板とアニュラ板のすみ肉溶接部に割れが発生し、重油が漏洩した。重油の移送に失敗し、タンクの直立階段の転倒で防油堤が破壊したため、流出した重油が排水溝を経て瀬戸内海へ拡散した。タンク外に流出した重油は約43000kLにも及んだ。



坂出市HPより

【被害状況】

- ・重油約43000kLのうち7500～9500kLが海上に流出。瀬戸内海の1/3が汚染された。
- ・流出した重油は、強風や引き潮などで、香川県坂出、高松市、鳴門海峡まで達し、ノリやハマチの養殖などの漁業に壊滅的な打撃を与えた。
- ・延長470kmに及んだ流出重油の回収作業に携わった人は、延べ357,000名。瀬戸内海海岸線の清掃作業が終了したのは翌年4月15日。

【補償額】

- ・回収費用、漁業補償、企業の休業損害などの被害総額は約500億円と言われている。

(参考)流出事故被害推定額

企業	約250億円
漁業補償等	約160億円
その他	約20億円
合計	約430億円

(昭和50年経済白書より)

<5> バンスフィールド油槽所火災

【事故概要】

- ・事故発生日: 2005年12月11日
- ・事故現場: 英国ヘメル・ヘムステッド バンスフィールド油槽所
- ・事故概要: 油槽所の屋外貯蔵タンクへ無鉛ガソリンを受け入れ中, レベル計の不具合によりオーバーフローが発生した(400kL以上と推定). 蒸気に着火し, 爆発炎上し, タンク23基に炎上した. 負傷者43名. 火災の鎮火まで5日を要した.



【被害状況】

- ・油槽所及び周辺工場が爆風や火災により破壊された. 鎮火まで5日を要し, 油槽所に貯蔵されていた約10万kLの燃料のうち約6万kLが消失.
- ・燃え盛る燃料からの煙がイギリス南部を越えて広範囲に広がった. 使用された消火剤に含まれたPFOS(有機フッ素化合物の一種. 毒性のため廃絶・制限対象)が地下水を汚染した.
- ・ヒースロー空港への航空燃料のうち約50%を供給するパイプライン基地であったため, パイプラインの停止により同空港での航空機への給油に長期間にわたり支障が生じた.
- ・オーストラリア・極東及び南アフリカ便の長距離路線は, 燃料補給のため, 他空港を経由することを余儀なくされた.



写真はBuncefield Major Incident Investigation Boardの報告書より

【補償額】

- ・事故による経済損失は以下のとおり試算されている.

<影響を受けたセクター毎の経済損失内訳>

航空産業	245百万ポンド	(約330億円)
賠償請求	625百万ポンド	(約840億円)
管轄庁及び政府の介入	15百万ポンド	(約20億円)
水道水的环境被害	2百万ポンド	(約3億円)
緊急対応	7百万ポンド	(約9億円)
合計	894百万ポンド	(約1200億円)

<上記「賠償請求」の内訳>

敷地内企業	5名	103百万ポンド(約140億円)
敷地外企業	749名	488百万ポンド(約660億円)
個人	3,379名	30百万ポンド(約40億円)
地元官庁	7名	4百万ポンド(約5億円)
合計	4,140名	625百万ポンド(約840億円)

(The Buncefield Incident 11 December, 2005

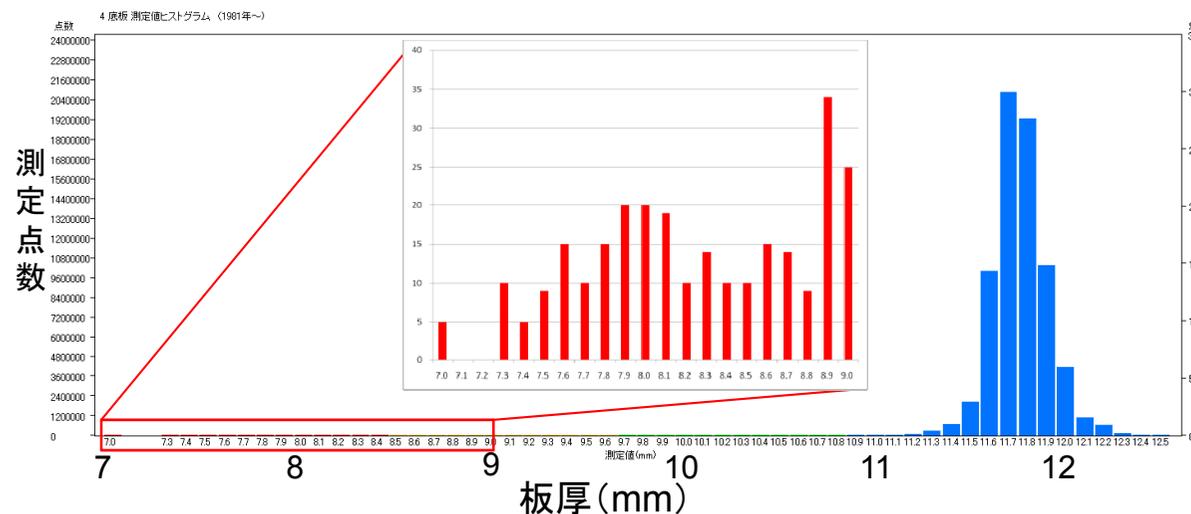
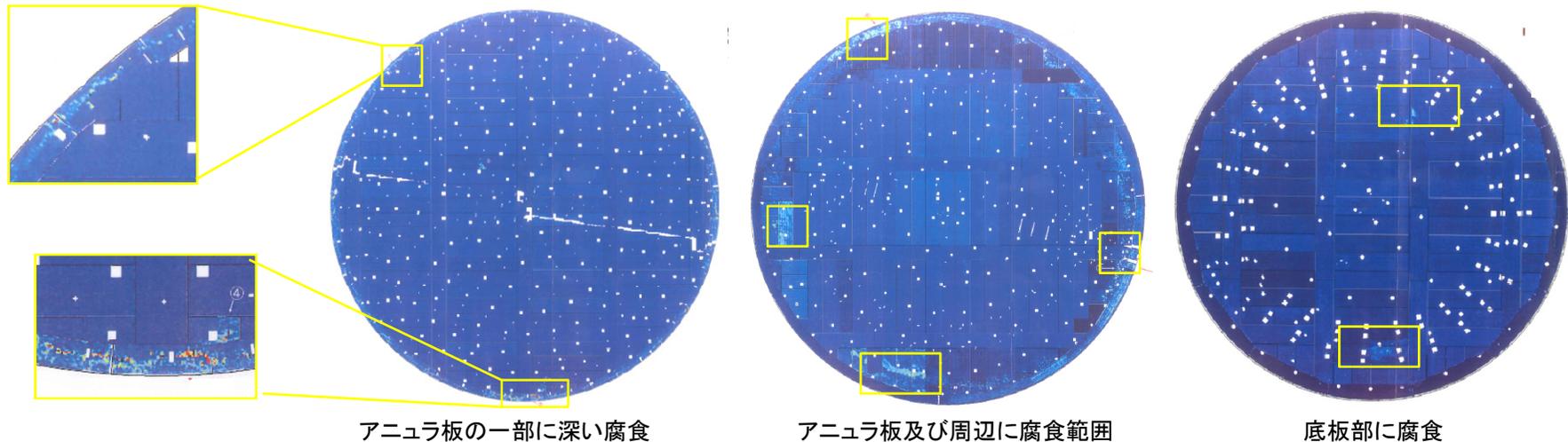
The final report of the Major Incident Investigation Board)

- ・16の会社が移転し, 1422名の従業員も転勤となった. 合わせて企業の移転あるいは倒産により, 1200名が職を失なった.

(3) 腐食の実態について

①裏面腐食の分布、形状

- 下の図は連続板厚測定によるタンク底部板の板厚分布の例(3例)。比較的腐食が進んでいる領域を黄色や赤色で示してある。白色は浮き屋根の支柱保護板などによる欠測箇所を示す。
- この図から、タンク底部板の腐食状況はタンクごとに異なり、また、一つのタンク内でも一様ではないことが分かる。



左のグラフは底板部に腐食が発生している右上図のタンク底板について、連続板厚測定法で測定された板厚のヒストグラムであり、次のことがわかる。

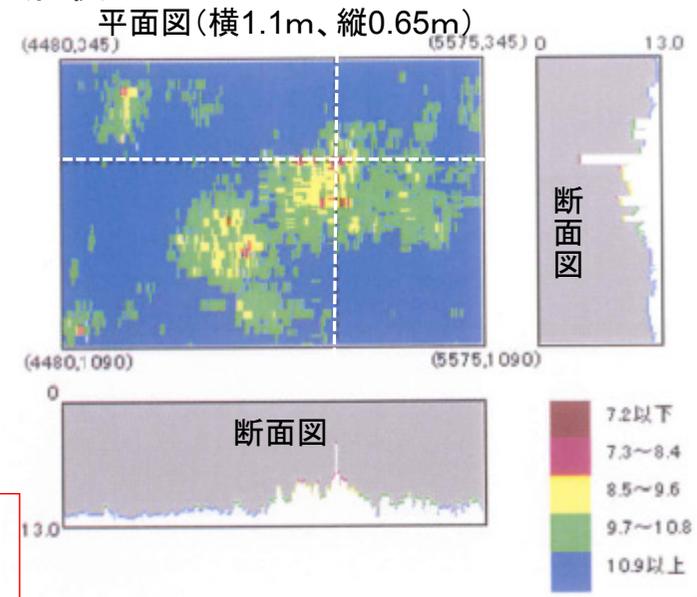
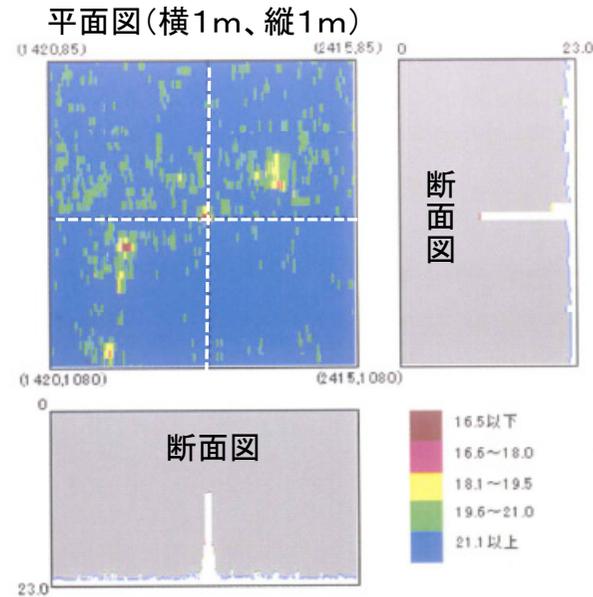
ア.板厚の大半は11.3mmから12.3mmの範囲内にある。

イ.板厚の分布割合は小さいが、板厚が7.0mmから9.0mmの範囲内にある部位も存在する。

ウ.タンク底部からの流出事故は、イ.のように局部的に腐食が進んで貫通孔があくことによって発生するが、この場合でも大半の底部板は、十分な板厚が確保されている可能性がある。

(3) 腐食の実態について

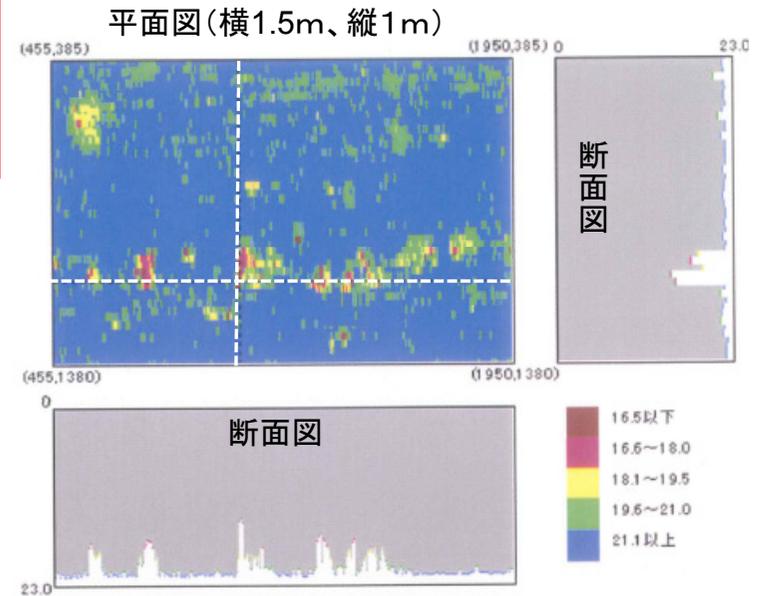
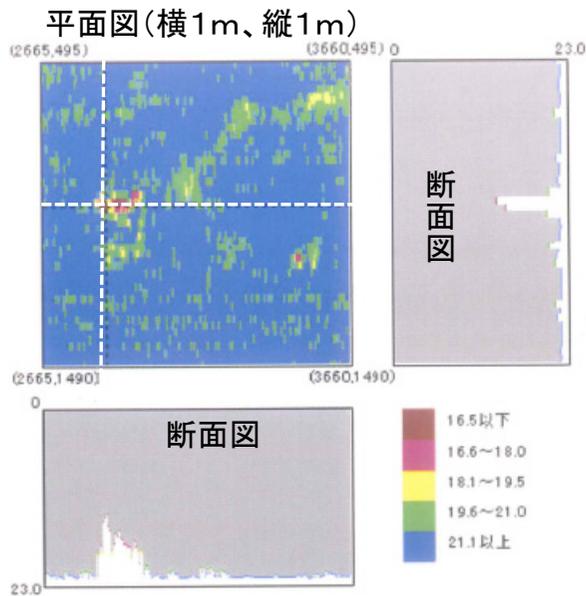
②裏面腐食の形状



腐食の広がりや深さ、
分布の仕方は様々
である。



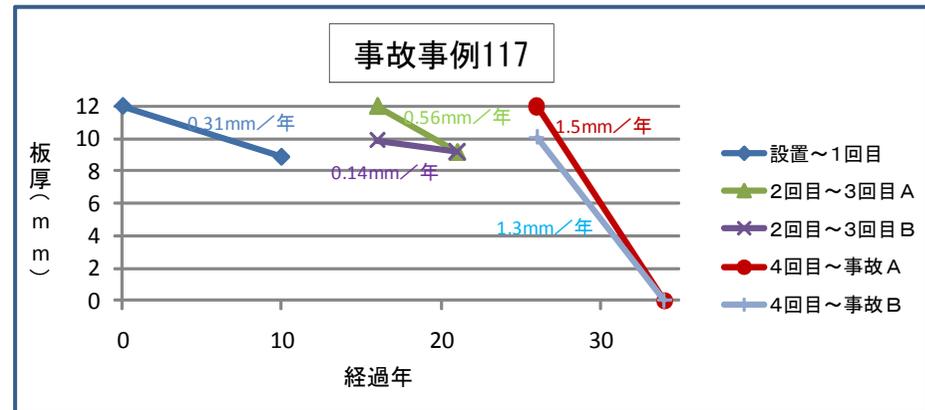
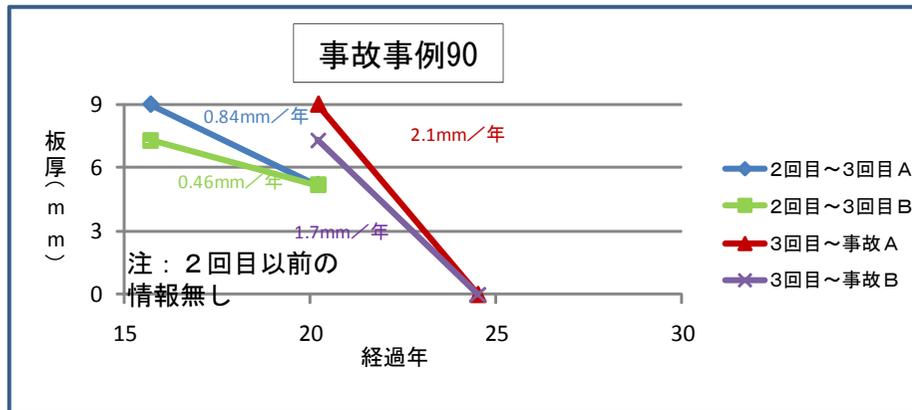
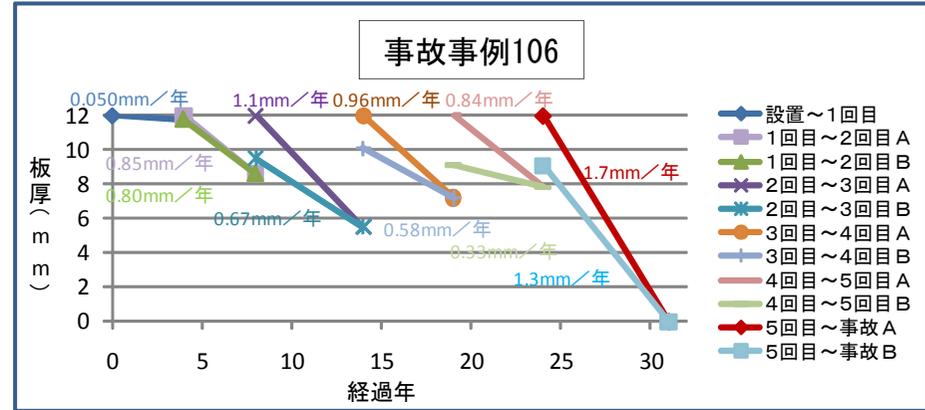
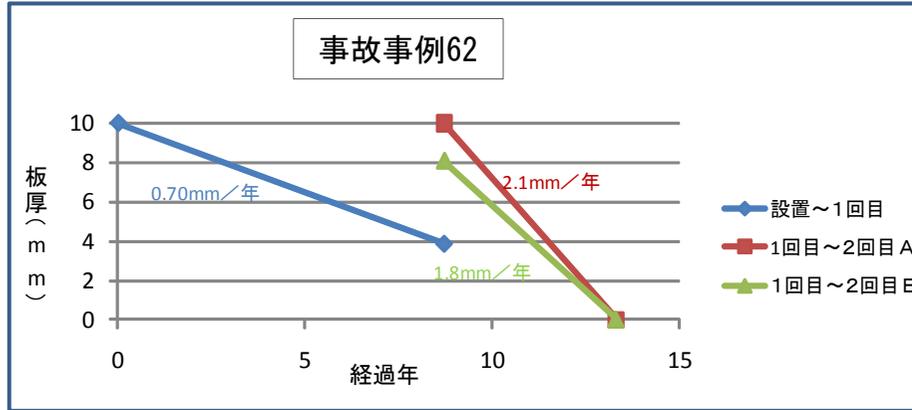
腐食の将来予測には
不確実性を考慮する
必要がある。



(3) 腐食の実態について

③ 腐食率の経年変動

内面腐食による事故を起こしたタンクの腐食履歴 (事故原因調査報告書より)



A: ある開放時に見つかった最大内面腐食箇所が、前回調査時には腐食がなかったと考えた場合
 B: ある開放時に見つかった最大内面腐食箇所が、前回開放時の補修後の最大内面腐食箇所であったと考えた場合

- 内面腐食は急激に進行することがある(上の事例では3~4倍)。
- ➡ 腐食率の経年変動には注意が必要。

(3) 腐食の実態について

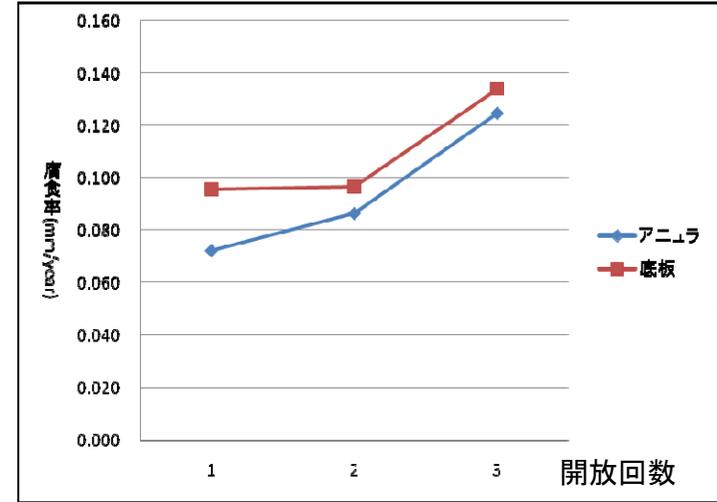
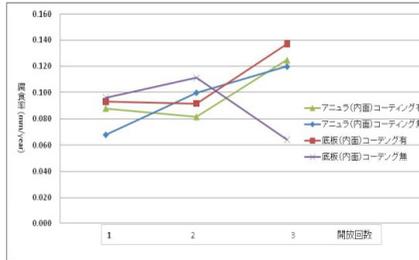
③ 腐食率の経年変動(つづき)

- (右図) 過去の各開放時に求められた各タンクごとに最大内面腐食深さから求めた最大内面腐食率を、データの得られたタンク数について平均したもの。(板替えや補修内容不明で腐食率が求められないものを除いた。また、前ページのBの仮定を用いた。)
- 各回ごとに、腐食率は異なる。
→過去の実績腐食率から次回開放までの予測腐食率を考慮するうえで、このばらつきを考慮する必要あり。

第1回				第2回				第3回			
アニュラ板		底板		アニュラ板		底板		アニュラ板		底板	
616		616		449		454		293		293	
コ有	コ無	コ有	コ無	コ有	コ無	コ有	コ無	コ有	コ無	コ有	コ無
135	481	135	481	330	119	339	115	285	8	281	12

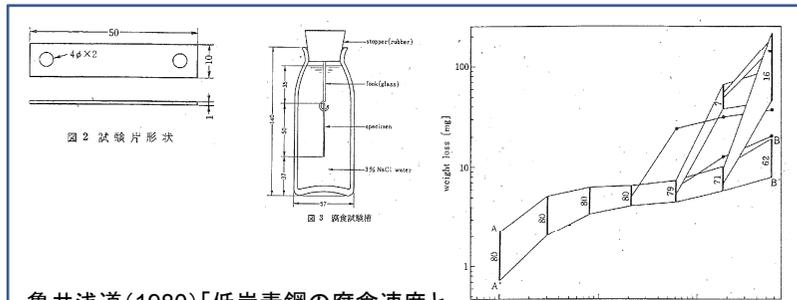
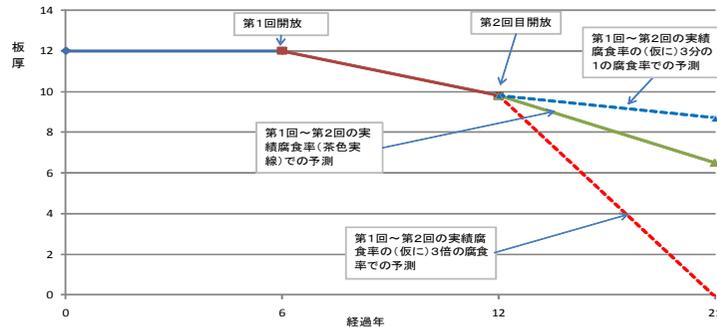
(参考)コーティングの有無による腐食率の違い

腐食履歴データは危険物保安技術協会が保存しているもの。各タンクの最も古いデータを1回目とした。



(参考)炭素鋼の室内腐食実験

- (下図) 次期開放周期を、過去の実績腐食率を元に予測する方法の概念図。上の事実から、実績値から予測される将来の腐食率の不確実性(ばらつき)に対して、十分な留意(例えば点線)が必要。



亀井浅道(1980)「低炭素鋼の腐食速度とそのばらつき」、安全工学、Vol.19, No. 3.

図4 腐食量と時間の関係(試験片数=80個)

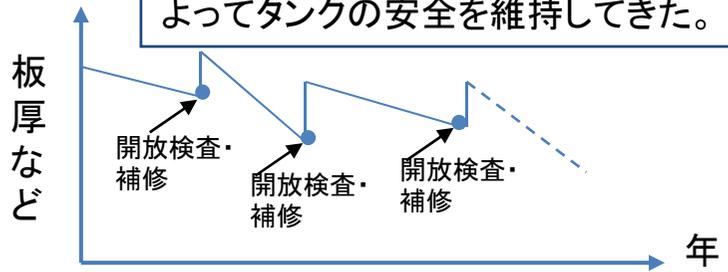
図2のような炭素鋼板を塩水を満たした図3のような容器に入れた。80個の実験を行った。時間とともに鋼板は腐食し重量が減少する。重量減少量を図4に表す(上ほど腐食が激しい)。一部の鋼板では腐食が急激に進む様子が見られる(上に飛び出している部分)。環境が一定でもそれまでの傾向と変わり腐食が急激に進行することがあることを示している。

(3) 腐食の実態について

④補修の実績

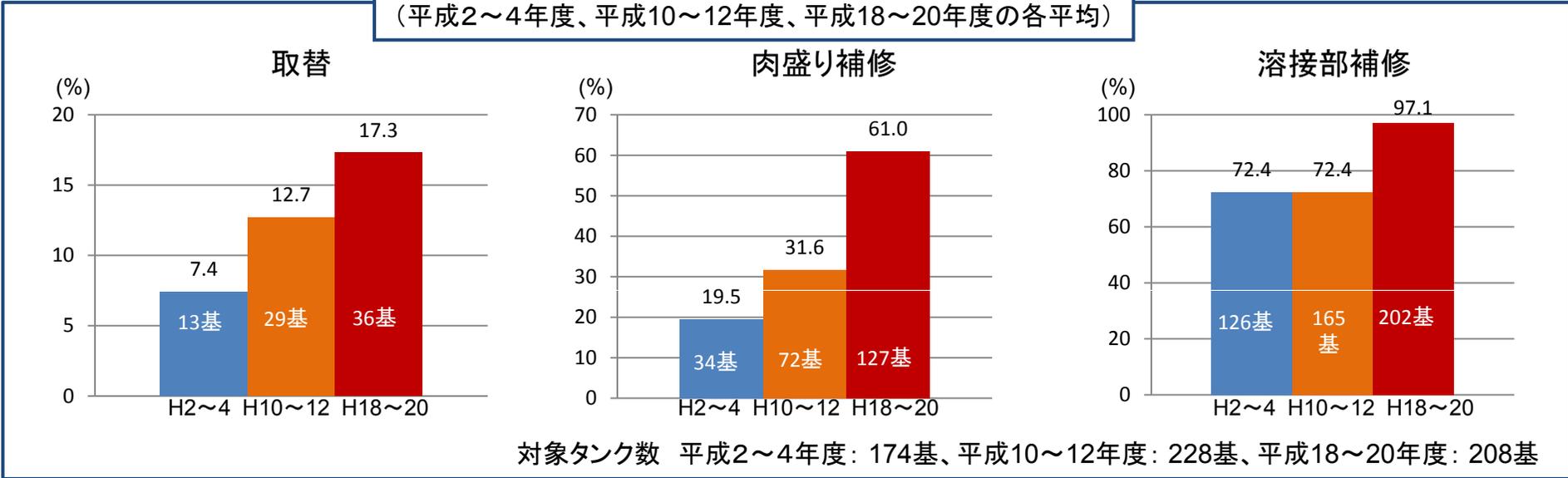
以上のような不確実性を有する劣化に対して、定期的な開放による安全性の確認と必要箇所に対する補修による安全性の回復によってタンクの安全を維持してきた。

周期延長にあたっては、補修機会の間隔が開くため、劣化進行度合の不確実性に注意が必要。



昭和52年以降に設置されたタンクの約8割は昭和年代に建設されている。下のグラフは保安検査時期の違いによるタンク底部の補修基数及び実施割合だが、設置後年数が経つほどタンクの経年劣化が進み補修を要するタンクが増えていることが分かる。

保安検査時に補修があったタンク数及び実施割合
(平成2～4年度、平成10～12年度、平成18～20年度の各平均)



保安検査周期を延長すると、不確実性によって生じる予想外の安全性の低下の影響が懸念される。このことに留意が必要。

(4) 開放検査周期を延長した場合の影響評価(耐震性)

①地震によるタンクの破断事例

(1) 昭和53年宮城県沖地震で破断したタンクアニュー板裏面

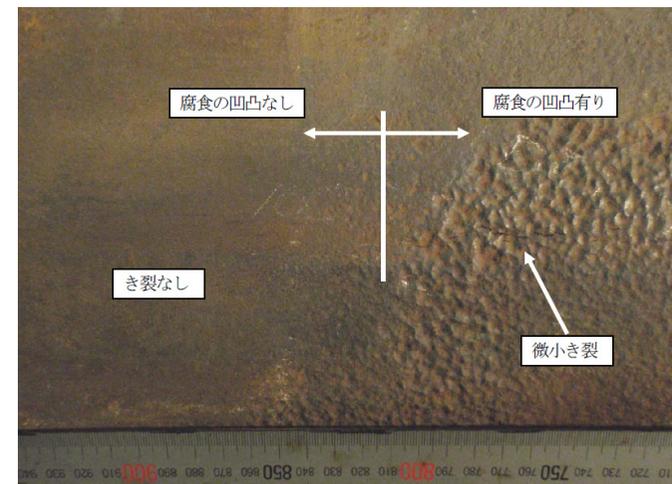


昭和53年宮城県沖地震時のタンク破断事故により流出した危険物が滞留している状況(宮城県資料より)

(2) 写真(1)のA部の拡大写真 微小亀裂が連結して長い亀裂に成長。

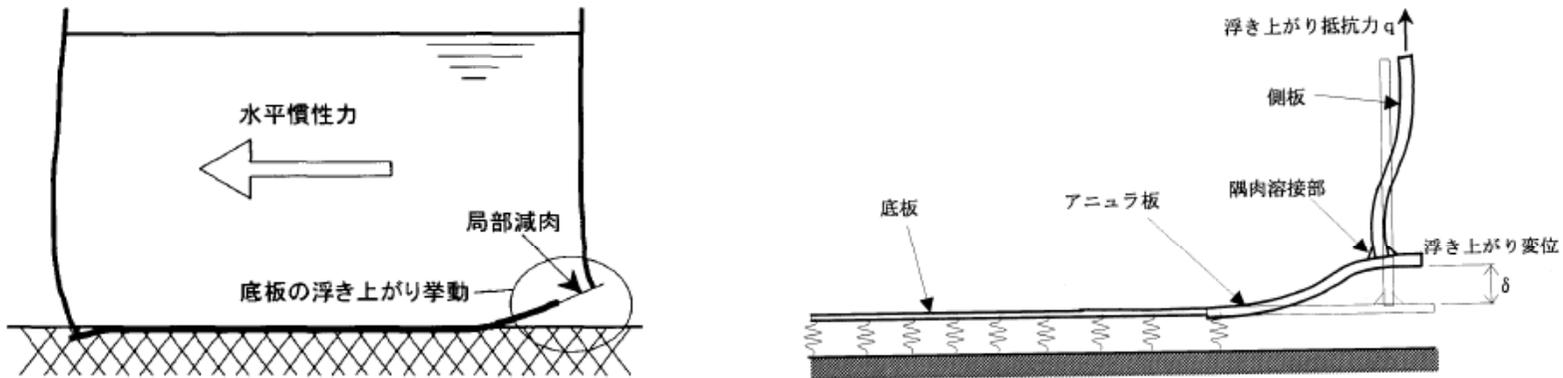


(3) 写真(1)のB部の拡大写真 腐食部には亀裂があるが腐食の無い部分には亀裂無し。



(4) 開放検査周期を延長した場合の影響評価(耐震性)

② タンクの耐震性の考え方



(1) 保有水平耐力によるタンク全体としての耐震性の確保の考え方

高レベル地震動を受けるとタンクは浮き上がり挙動を示す(上左図)。そのためアニュラ部には高い応力が作用し、塑性変形を生じる(上右図)。このとき

塑性変形によるエネルギー吸収能力 < 入力エネルギー

となると、タンクが破損する。このような条件とならないよう板厚(塑性変形エネルギーは板厚の2乗に比例)を管理することが消防法令上規定されている。

タンク全体の挙動を考えているため、必要なアニュラ部板厚は、タンク全周の平均値で計算される。資料2-3で述べた腐食の局部性から、全周平均値が必要板厚を下回るような腐食は考えにくく、この板厚については現在の周期から大幅に延ばさない限り周期延長の影響を考慮する必要性は少ないと考えられる。

(2) 局部腐食部位の耐震性の考え方

検査周期を延長すると補修機会の間隔が延びることから、局部腐食の進行が懸念される。局部腐食がどの程度の深さまで進行すれば、地震時にその部位で破損が生じるかの評価について確定的な手法は現在のところ確立されていないが、今回、試算方法についてご提案を頂いた。

局部腐食部の低サイクル疲労破壊の可能性評価（一評価方法の提案）

2010/6/12 大塚尚武（龍谷大学）

A) 低サイクル疲労寿命 N_f 時の塑性ひずみ繰返し範囲 ε_{pR} (Manson-Coffin の式による評価)

$$\varepsilon_{pR} \cdot \sqrt{N_f} = \frac{\varepsilon_f}{2} = \frac{1}{2} \log_e \frac{100}{100 - \varphi} \geq \frac{\delta}{200} \quad \dots (1)$$

ただし、 φ 、 δ はそれぞれ引張り試験で得られる材料の絞り [%]、破断伸び [%]

(1) 地震時の繰返し回数を $N_f = 25$ 回とした場合： $\sqrt{25} = 5$ であるので

$$\text{式 (1) より、} \quad \varepsilon_{pR} = \frac{1}{10} \log_e \frac{100}{100 - \varphi} \geq \frac{\delta}{1000} \quad \dots (2)$$

(2) 地震時の繰返し回数を $N_f = 100$ 回とした場合： $\sqrt{100} = 10$ であるので

$$\text{式 (1) より、} \quad \varepsilon_{pR} = \frac{1}{20} \log_e \frac{100}{100 - \varphi} \geq \frac{\delta}{2000} \quad \dots (3)$$

(絞り φ を用いたほうがよいが、これが不明な場合は破断伸び δ を使用)

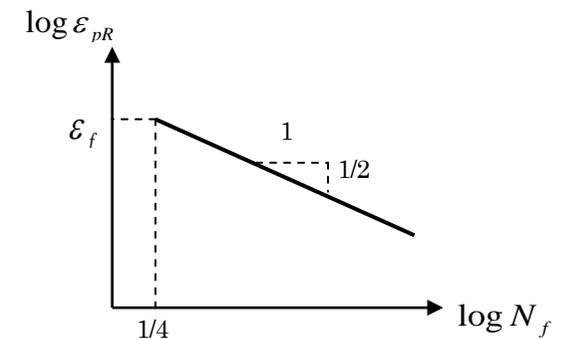


図1 Manson-Coffin の式

B) 局部腐食により切欠き部分に生じる塑性ひずみ $\varepsilon_{p,max}$ (ノイバーの式による評価)

弾完全塑性体で $K_\sigma \approx 1$ と安全側に仮定すると

$$\sqrt{K_\sigma \cdot K_\varepsilon} = K_t \quad \text{から} \quad K_\varepsilon \approx K_t^2 \quad \dots (4)$$

ただし、 K_t 、 K_σ 、 K_ε は弾性応力集中係数、塑性応力集中係数、塑性ひずみ集中係数。

局部腐食がないとき当該部に生じる (不等沈下や地震時の浮上りなどによる) 応力、ひずみを σ_0 、 ε_0 、ヤング率を E とし、巨視的に弾性変形を仮定すると

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E} \quad \dots (5)$$

式 (4) および式 (5) から、

$$\varepsilon_{p,max} = K_\varepsilon \cdot \varepsilon_0 = K_t^2 \cdot \varepsilon_0 = \frac{K_t^2}{E} \cdot \sigma_0 \quad \dots (6)$$

ここで地震時の保有水平耐力が全断面降伏に対して規定されていることに対応して簡便評価する場合には、弾完全塑性体の矩形断面梁の極限曲げモーメント M_p と降伏開始曲げモーメント M_{ys} の比が 1.5 であることから $\sigma_0 = 1.5\sigma_{ys}$ (σ_{ys} は材料の降伏応力) と仮定すると上式は、

$$\varepsilon_{p,max} = \frac{1.5K_t^2}{E} \cdot \sigma_{ys} \quad \dots (7)$$

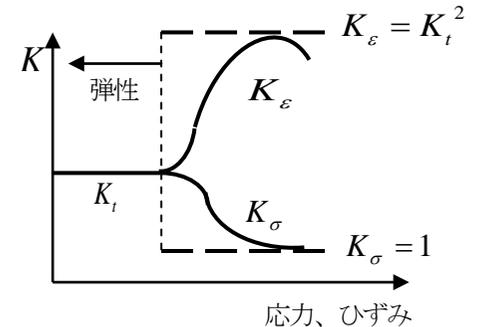


図2 ノイバーの式

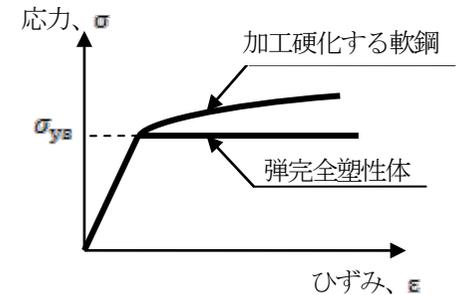


図3 弾完全塑性体

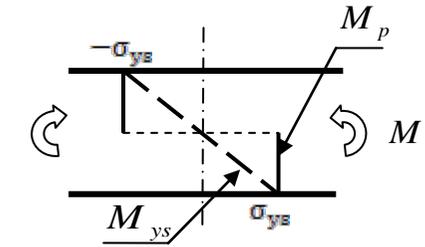


図4 全断面降伏

C) 安全性の判定

次式を満足するとき、低サイクル疲労破壊しないと判定する。

$$\varepsilon_{p,\max} \leq \varepsilon_{pR} \quad \dots (8)$$

ここで、 $\varepsilon_{p,\max}$ は式(7)または(6)により、 ε_{pR} は式(3)または(2)による。ただし、 ε_0 が降伏ひずみを大きく超える場合

の $\varepsilon_{p,\max}$ は式(6)の ε_0 から推定。

D) 二次元の局部腐食切欠き底の弾性応力集中係数 K_t (西田正孝著「応力集中」、図5を参考)

単位幅あたりの曲げモーメントを M とするとき、片側に双曲線形状の深い切欠きを有する二次元板の曲げに対する応力集中係数は次式で定義されている (西田 568 頁、図 96-2*)。

$$\alpha_d \equiv \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{net}} \quad \sigma_{net} = \frac{3M}{2b^2} \quad \dots (9)$$

一方、式(5)の σ_0 は次式で定義されているので、 α_d を σ_0 基準で表した K_d は

$$K_d \equiv \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_0} \quad \sigma_0 = \frac{3M}{2t^2} \quad \dots (10)$$

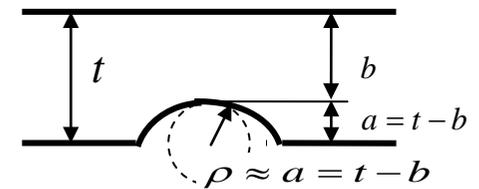


図5 局部腐食部の近似切欠き形状

$$\therefore K_d = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{net}} \cdot \frac{\sigma_{net}}{\sigma_0} = \alpha_d \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 = \alpha_d \cdot \left(1 + \frac{a}{b}\right)^2 \approx \alpha_d \cdot \left(1 + \frac{\rho}{b}\right)^2 \dots (11)$$

一方、浅い円弧状切欠きを有する板が曲げを受けるときの応力集中係数 K_f は、引張りを受ける厚さ $2t$ の板の中心にある楕円孔の応力集中係数に近似できる（極浅い場合を除く）

$$K_f = 1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad , \quad K_f \leq 3 \quad (a/\rho \leq 1 \text{ のとき}) \quad \dots (12)$$

また、浅い切欠きと深い切欠きの中間にある切欠きの応力集中係数 K_t はノイバーにより

$$\frac{1}{(K_t - 1)^2} = \frac{1}{(K_f - 1)^2} + \frac{1}{(K_d - 1)^2}$$

と与えられているので、これに式(12)の第2式を考慮し、式(11)の K_d を用いると

$$K_t = 1 + \frac{(K_f - 1)(K_d - 1)}{\sqrt{(K_f - 1)^2 + (K_d - 1)^2}} \leq 1 + \frac{2(K_d - 1)}{\sqrt{4 + (K_d - 1)^2}} \quad \dots (13)$$

上式右辺は残存板厚 b と腐食底に内接する切欠き底半径 ρ の比 b/ρ のみに依存するが、 ρ を腐食深さ $a = (t - b)$ の半円形状と近似すると $b/(t - b)$ のみの関数として簡便に評価できる（ t は全板厚）。

E) 三次元の局部腐食切欠き底の弾性応力集中係数 K_{t3} （図5を参考）

表面に軸対称の球状切欠きを有する三次元形状板の引張りに対する応力集中係数 K_{t3} は（西田 529 頁、図 83-10**）を

参考に整理すると次式で近似される。(球状切欠きの曲げに対しては示されていない)

$$K_{t3} \approx 1 + 1.2 \left(\frac{a}{\rho} \right)^{0.4} = 1 + 1.2 \left(\frac{t-b}{\rho} \right)^{0.4} \quad (0 \leq a/\rho \leq 1 \text{ のとき}), \quad K_{t3} \leq 2.2 \quad (a/\rho \geq 1 \text{ のとき}) \quad \dots (14)$$

安全側に $a/\rho \geq 1$ の比較的鋭い切欠き形状を仮定した場合、式(12)の第1式から二次元の円弧状切欠きでは $K_t \geq 3$ となり、三次元の球状切欠きでは式(14)から $K_{t3} \leq 2.2$ となるので次式で概算。

$$\frac{K_{t3} - 1}{K_t - 1} \leq \frac{2.2 - 1}{3 - 1} = 0.6$$

$$\therefore K_{t3} \leq 1 + 0.6(K_t - 1) \quad \dots (15)$$

(事務局補足) *、** 「応力集中」 (西田正孝著、森北出版) より応力集中率の図

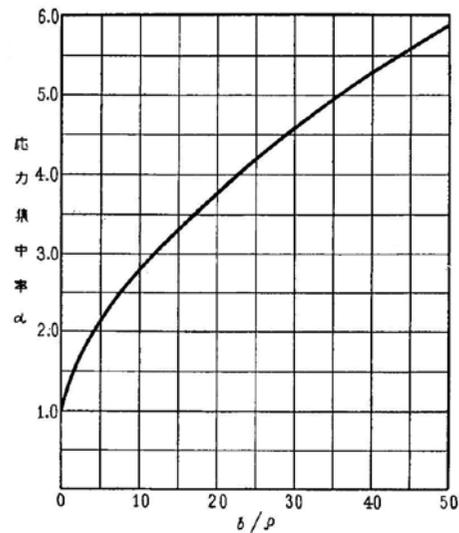


図 96-2

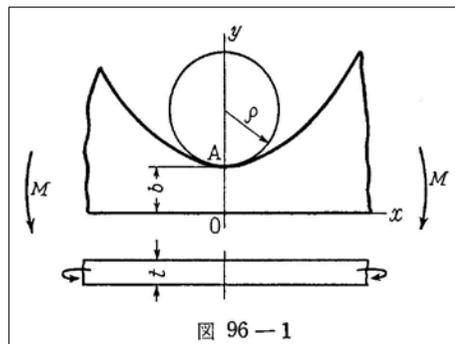


図 96-1

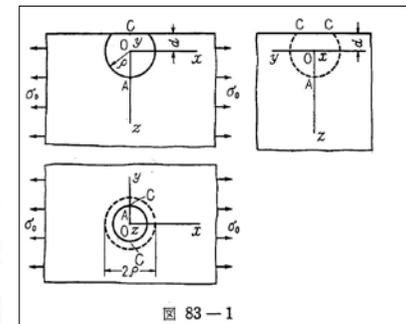
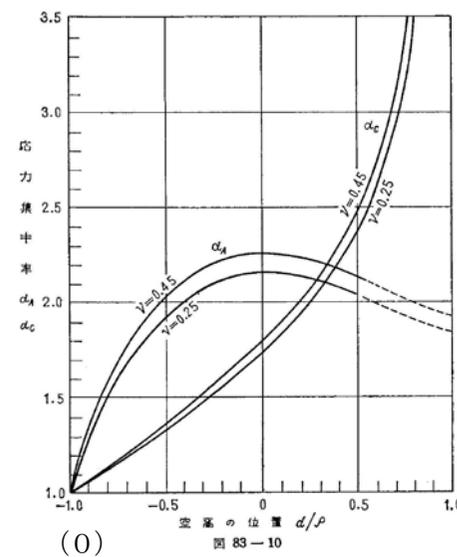
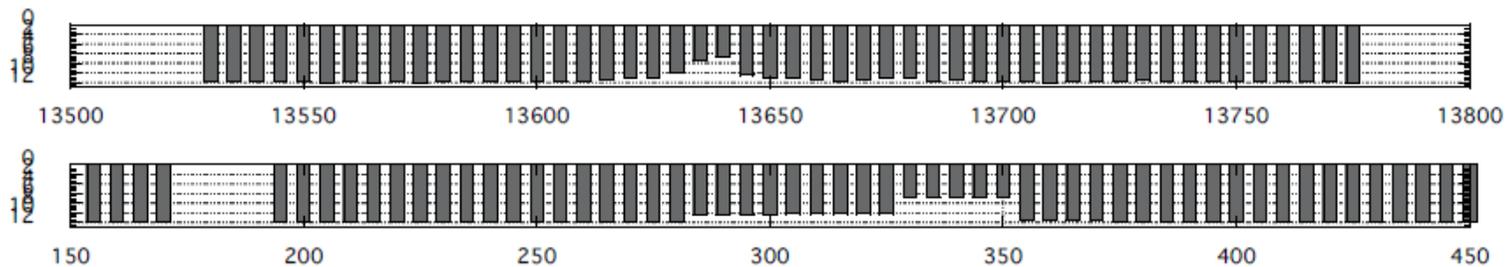


図 83-1

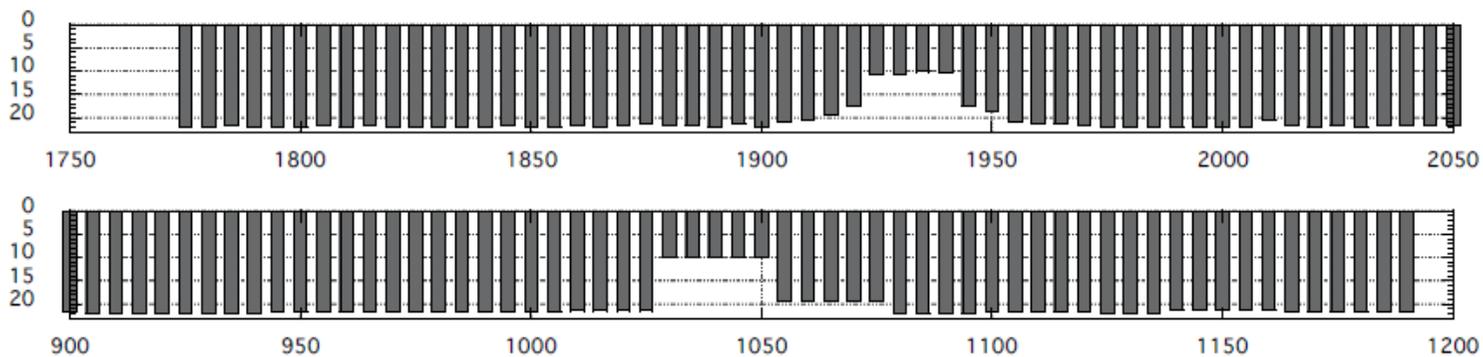
(a/rho)

(参考) 連続板厚測定結果による深い腐食の断面形状の例 (事務局補足)

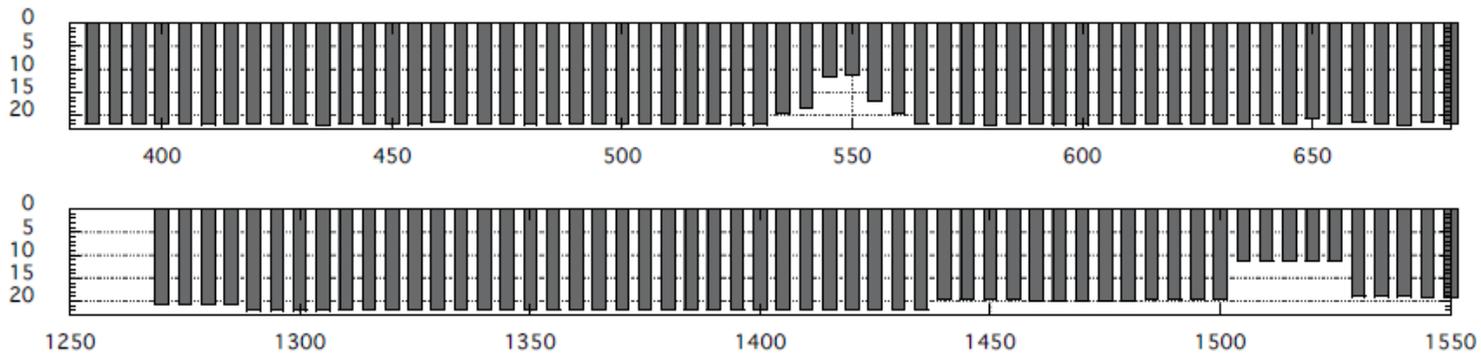
● 孔食 1 (タンク 1 (供用年 28 年)) $b=6.8$, $\rho=5.1$



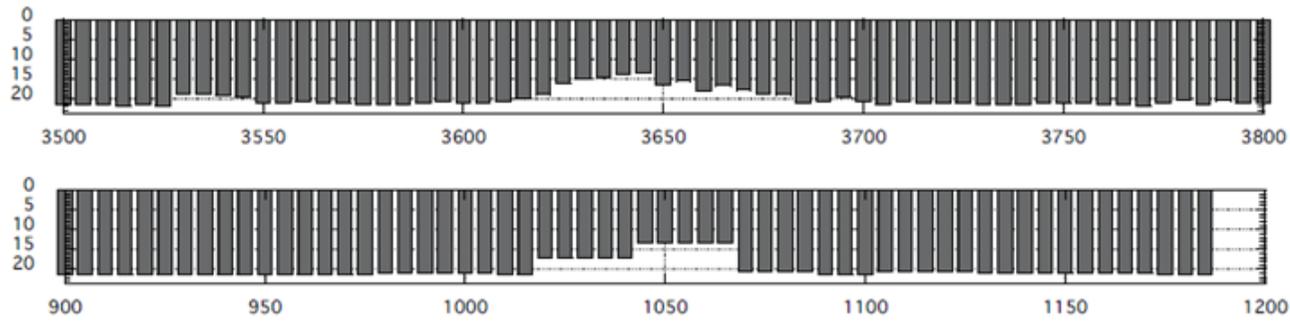
● 孔食 2-1 (タンク 2 (供用年 25 年)) $b=10.1$, $\rho=11.8$



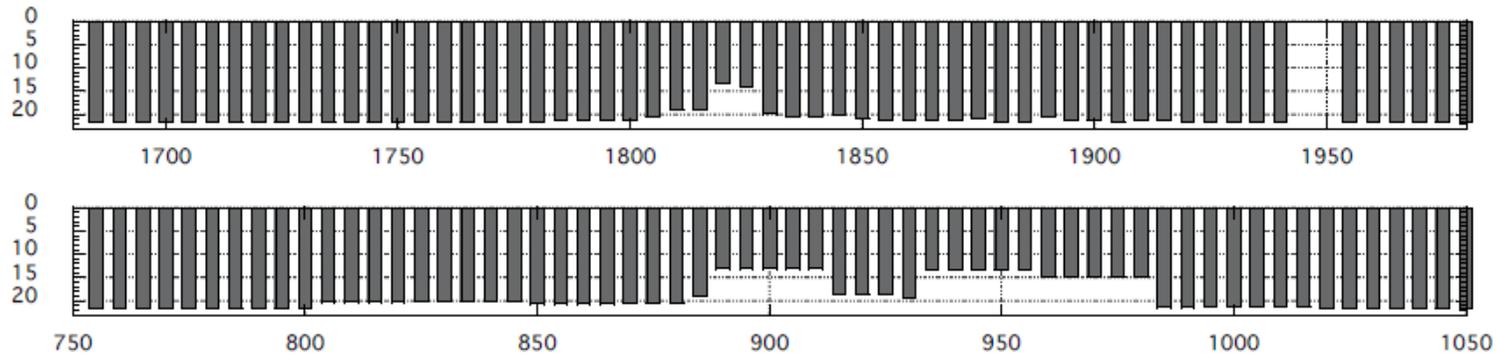
● 孔食 2-2 (タンク 2) $b=11.1$, $\rho=10.8$



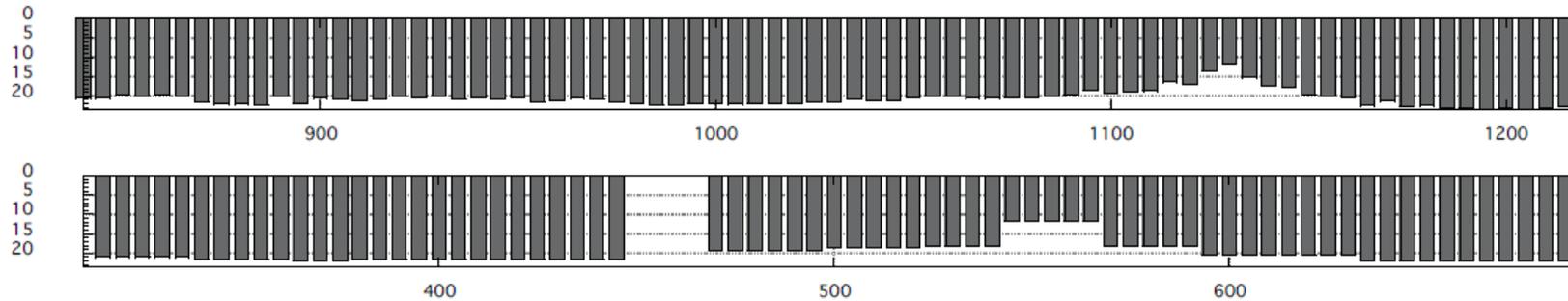
●孔食3 (タンク3 (供用年22年)) $b=13.2, \rho=8.3$



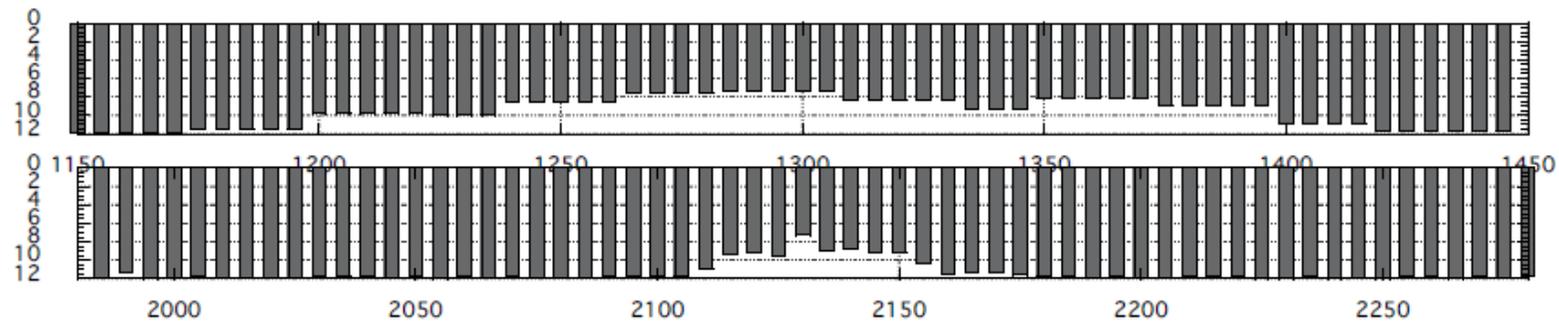
●孔食4 (タンク4 (供用年21年)) $b=13.1, \rho=8.6$



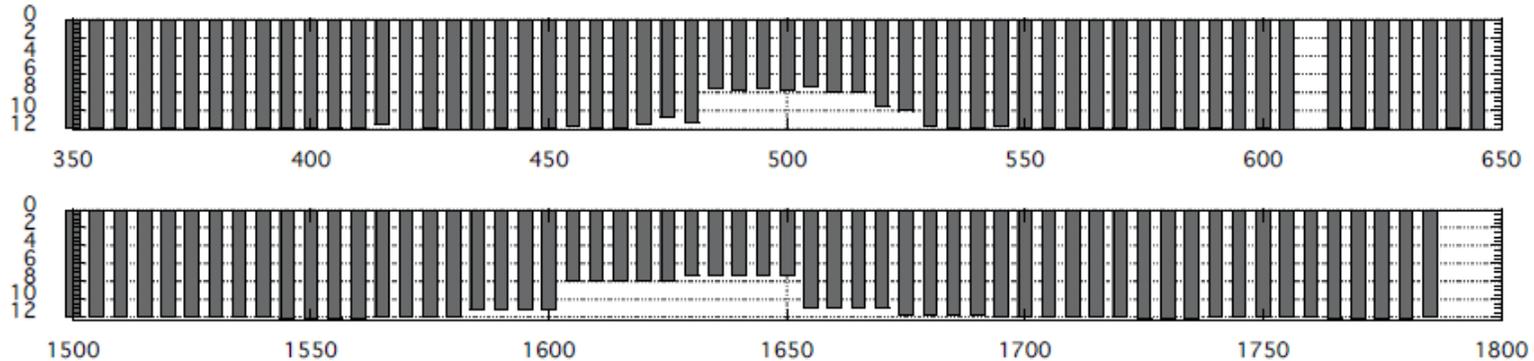
●孔食5 (タンク5 (供用年28年)) $b=11.8, \rho=9.5$



●孔食 6-1 (タンク 6 (供用年 25 年)) $b=7.3$, $\rho=4.5$



●孔食 6-2 タンク 6 (供用年 25 年) $b=7.3$, $\rho=4.6$



(5) 開放検査周期を延長した場合の影響評価(溶接部欠陥)

① 開放時に発見される溶接部割れの実態

- 開放検査時に割れ*が発見された2年間分のタンク数を調査した結果を右の表に示す(対象タンク数は下表参照)。
- 容量1万kℓ以上の新法タンクでは、表中網がけで示したように102基中9件の割れが発生している。
- 旧法タンクと比較すると発生件数は少ないものの、旧法タンクにおいて溶接部破断による事故が13件(通常運転時6件、地震時7件)していることにかんがみれば、新法タンクにおいても注意が必要である。

表 調査対象タンク基数

	10,000kℓ未満	10,000kℓ以上
旧法タンク	489基	618基
新法タンク	14基	102基

* (参考) 底部溶接部に発生した割れの危険性

割れのある材料に成長方向と直交する方向に引張応力が加えられると、割れ先端で応力集中が起こり、割れが進展するおそれがあるため、流出事故を防止するためには補修は必要不可欠である。

溶接継ぎ手種類	法令区分	容量区分	件
側板 × アニュラ板 (内)	旧法タンク	1万kℓ未満	16
		1万kℓ以上	18
	新法タンク	1万kℓ未満	1
		1万kℓ以上	1
側板 × アニュラ板 (外)	旧法タンク	1万kℓ未満	1
		1万kℓ以上	11
	新法タンク	1万kℓ未満	0
		1万kℓ以上	1
アニュラ板 × アニュラ板 (内)	旧法タンク	1万kℓ未満	3
		1万kℓ以上	16
	新法タンク	1万kℓ未満	0
		1万kℓ以上	1
アニュラ板 × アニュラ板 (外)	旧法タンク	1万kℓ未満	1
		1万kℓ以上	5
	新法タンク	1万kℓ未満	0
		1万kℓ以上	1
アニュラ板 × 底板	旧法タンク	1万kℓ未満	4
		1万kℓ以上	22
	新法タンク	1万kℓ未満	0
		1万kℓ以上	3
底板 × 底板	旧法タンク	1万kℓ未満	13
		1万kℓ以上	55
	新法タンク	1万kℓ未満	1
		1万kℓ以上	2

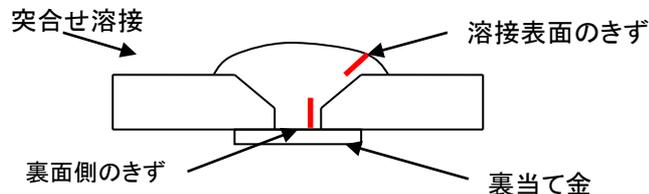
(出典:1万キロリットル未満の特定屋外タンク貯蔵所の開放周期のあり方に関する調査検討報告書 平成11年3月)

(5) 開放検査周期を延長した場合の影響評価(溶接部欠陥)

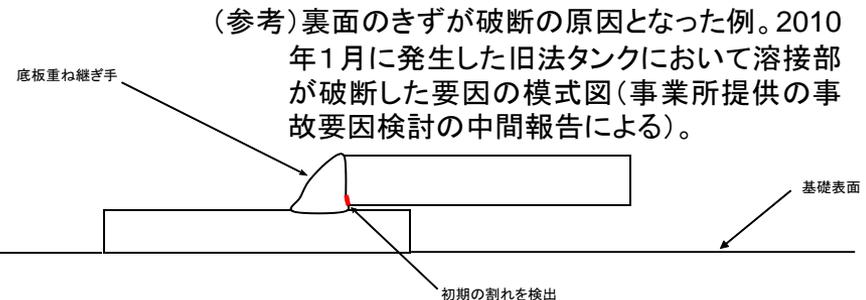
②溶接部の余寿命評価

- 溶接部の割れは破断の主たる要因だが、それ以外にも破断の要因となり得るものを挙げるとともに、屋外貯蔵タンクの底部の溶接部の特殊性を踏まえ、余寿命評価の可否、溶接部の健全性に対する考え方について整理する。
- 溶接部の破断の要因（過去の事故事例より）
 - ・初期不良（オーバーグラインダ） → 応力集中
 - ・裏面側のきずの存在 → 表面への進展
 - ・基礎の不等沈下や底板の浮き上がり → 高い応力が作用
- 屋外貯蔵タンク底部の溶接部の特殊性
 - ・高圧ガス貯槽などでは、建設時に放射線透過試験により内部及び表面（内面と外面の両面）にきずがないことを確認しているが、屋外貯蔵タンクの底部溶接では（技術上の制約から）そのような確認ができないため、内部または裏面側にきずが存在する。（左下図）
 - ・屋外貯蔵タンク底部の溶接部は腐食を受けるため、内部きずが表面に現れ、応力集中源となることが考えられる。
 - ・高圧ガス貯槽や配管と異なり、屋外貯蔵タンクの底部の溶接部きずは運転中には外部から検査できないため、きずの進展度合を計測することができない。
- 上記の特殊性から屋外貯蔵タンクの底部の溶接部きずは定期的な検査時に必要に応じて補修されており、現在の技術では、溶接部があと何年寿命があるか評価することは困難である。

→溶接部の健全性については、現在の技術では、実績を参照することが合理的と考えられる。



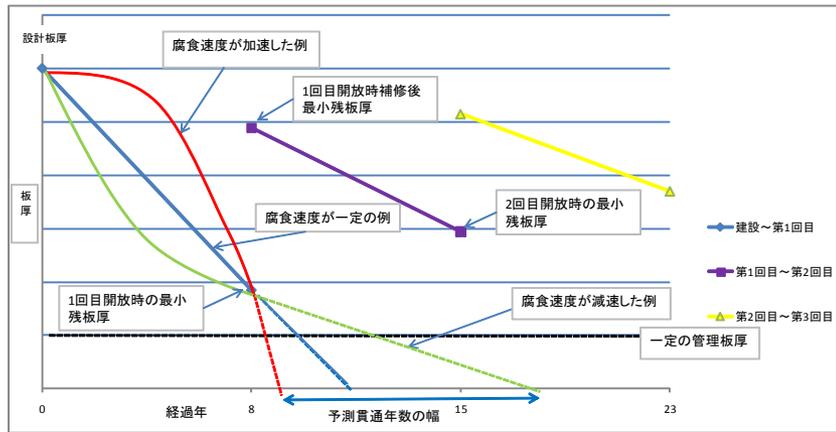
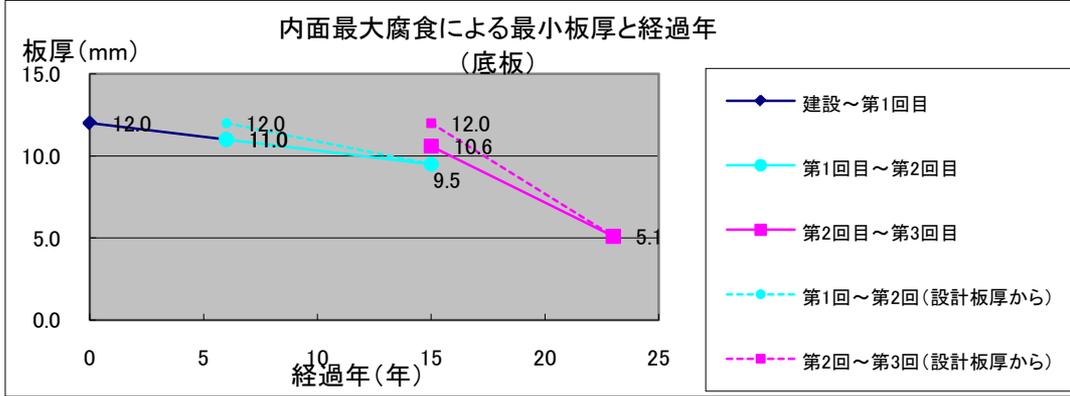
屋外貯蔵タンクの底部溶接部は溶接部表面及び表面近傍のきずの検査を実施している。内在きずや裏面側のきずは検査する機会がない。



(6)内面腐食による貫通予測調査結果

①予測調査の方法

内面(底板)	設計板厚	経過年	開放周期	最大内面腐食量		開放時 最小板厚	肉盛基準	補修後		腐食率(mm/年)	貫通推定年数	板取替 割合(%)	コーティン グ有無
				腐食量	腐食量			最大腐食	最小板厚				
完成検査	S56.9.2	12.0	0	0	0.0				12.0				有:1、無:0
開放検査	S63.4.27		6	6.7	1.0	11.0		1.0	11.0	0.15	80.00		0
	H9.3.21		15	8.9	2.5	9.5	1.5	1.4	10.6	0.17~0.28	42.9~64.7		0
	H17.6.15		23	8.2	6.9	5.1	1.5	1.4	10.6	0.67~0.84	14.3~15.8		1



腐食率の経年変動の考慮の必要性(資料1-8)

●容量1万ℓ以上の新法タンクについて、内面腐食の履歴データから、板厚が0mmになるまでの年を推定した。(履歴データは危険物保安技術協会が保存している617基の新法タンクのもの。)

●実際のタンクでは液圧、残留応力、基礎からの底板の浮き上がりなどがあり、底部板厚が0mmよりも厚い条件で流出が発生すると考えられるが、何mmで貫通するかについては、基礎の支持状況などの影響を受けるため画一的な値を決めることは困難であった。ここではあくまで仮想的な検討のため、楽観的ではあるが単純な仮定をとり事故の発生条件を板厚0mmとした。

●ある開放時に最大の内面腐食が見つかった場所が、前回開放時の補修後の最大内面腐食箇所であったとは限らない。このことから、前回開放と今回開放の間の内面腐食率を算定する方法として次の2つの方法で行った。

- ・前回開放時の補修後には設計板厚であった部分で今回開放の最大内面腐食箇所が生じた(左上図点線): “保守的な仮定”
- ・前回開放時の補修後に最も薄かった部分で今回開放の最大内面腐食箇所が生じた(左上図実線): “非保守的な仮定”

●腐食率は経年的に一定ではなく(左図)、急激に内面腐食が進行し流出事故に至った事例を資料2-3で紹介した。貫通予測に際しては、腐食率の変動を考慮する必要がある。

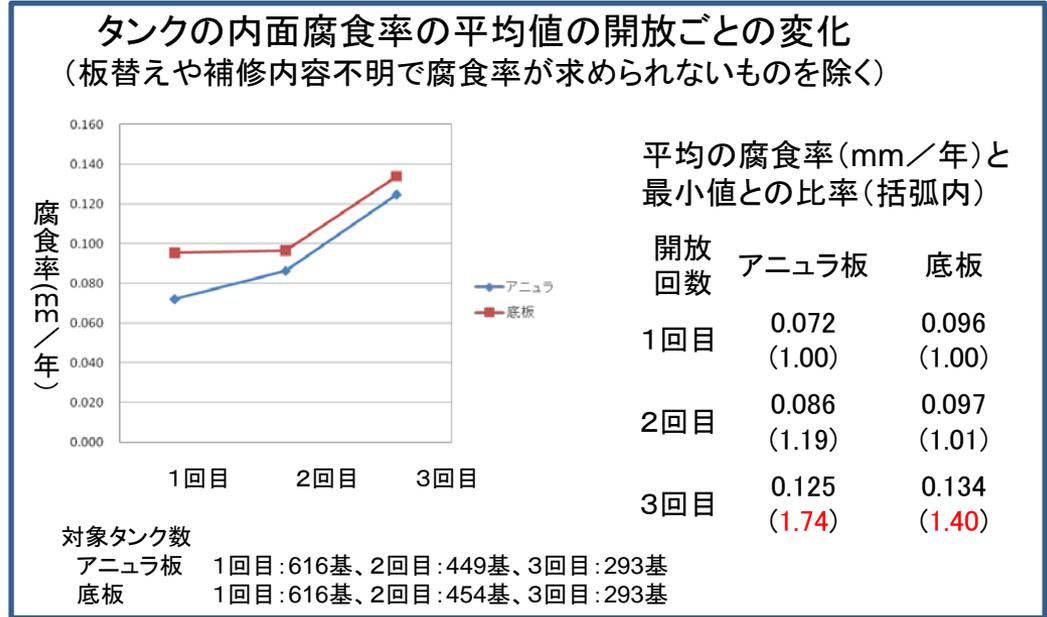
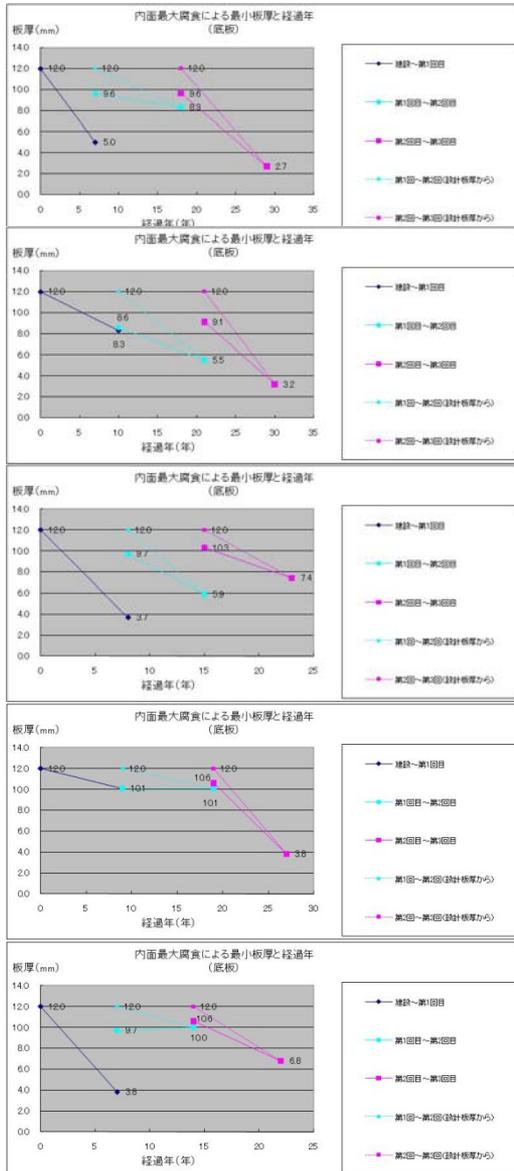
・内面腐食事故時の腐食率

- 事例62: 1.8~2.1mm/年
(前回開放時0.70mm/年)
- 事例90: 1.6~2.0mm/年
(前回開放時0.23~0.46年)
- 事例106: 1.3~1.7mm/年
(前回開放時:0.33~0.84mm/年)
- 事例117: 1.3~1.5mm/年
(前回開放時:0.14~0.56mm/年)

(6)内面腐食による貫通予測調査結果

内面腐食の激しい事例

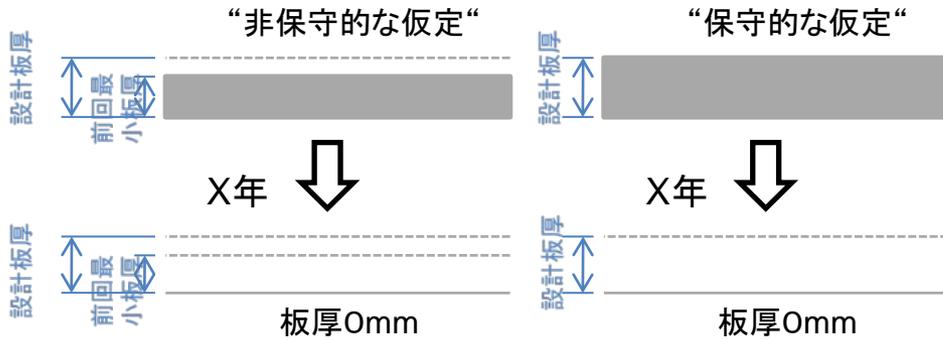
②腐食率の経年変動に対する評価



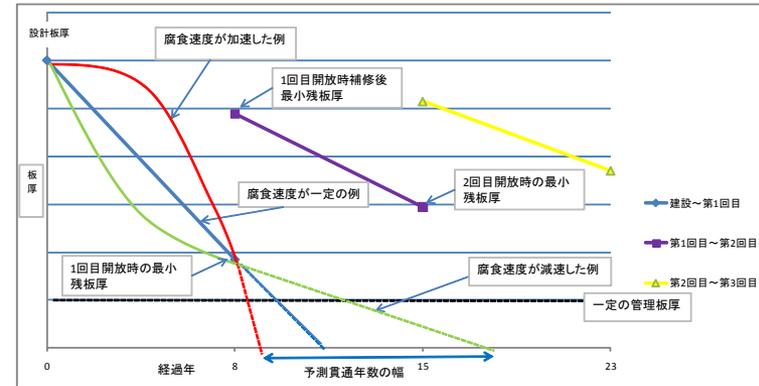
腐食率は各開放ごとに異なり、貫通予測にあたっては腐食率の変動幅を考慮する必要がある。その幅として、各開放ごとに求まるタンクごとの最大腐食率をタンク数に対して平均したもの(上グラフ)の、最小値に対する最大値の率(上表中の赤色の字で示した、底板1.40、アニユラ板1.74)を仮定する。資料1-7で示したとおり、欧州の民間規格EEMUAでは、腐食率に対する変動幅として、2.0(=「信頼性係数0.5」の逆数)という値が示されている。今回の貫通予測はあくまで仮想的な検討であるため、より実態に近いと考えられる上記仮定を用いた。現実の制度上考慮すべき安全率を示したものではないことには注意が必要。なお、結果として算出される腐食率は、最も高い事例(左下)であっても1.5mm/年であり、事故事例の腐食率(1.5~2.1mm/年)以下である。

(6)内面腐食による貫通予測調査結果

③予測調査の結果



腐食率の経年変動の考慮



これらについて定量的に評価する技術、データが無い
ため、単純な仮定を用いた。

●試算結果の留意点

- 次の点については**危険側の予測**であることに留意する必要がある。
- ・板厚が0mmとなった年数を算定したこと。
- ・裏面腐食はないものと仮定して算定したこと。
- ・内面腐食率が平均より大きく変化することは考慮していないこと。

本予測は、各タンクの腐食履歴のうち最も腐食率が大きであった期間の腐食率を用いて予測したものである。

腐食率が当該タンクで過去に計測された値から加速することがないと仮定した場合(右上図青線)の内面腐食による貫通の予測年

年	非保守的な仮定			保守的な仮定		
	アニュラ板	底板	累計	アニュラ板	底板	累計
8以下	0	0	0	0	0	0
~9	0	0	0	0	0	0
~10	0	0	0	0	0	0
~11	0	1	1	0	1	1
~12	0	1	2	0	2	3
~13	0	2	4	0	2	5
~14	0	1	5	0	0	5
~15	0	1	6	0	4	9
~16	0	3	9	0	3	12

腐食率が当該タンクで過去に計測された値と比較して一定の加速があり得ると仮定した場合(右上図赤線)の内面腐食による貫通の予測年

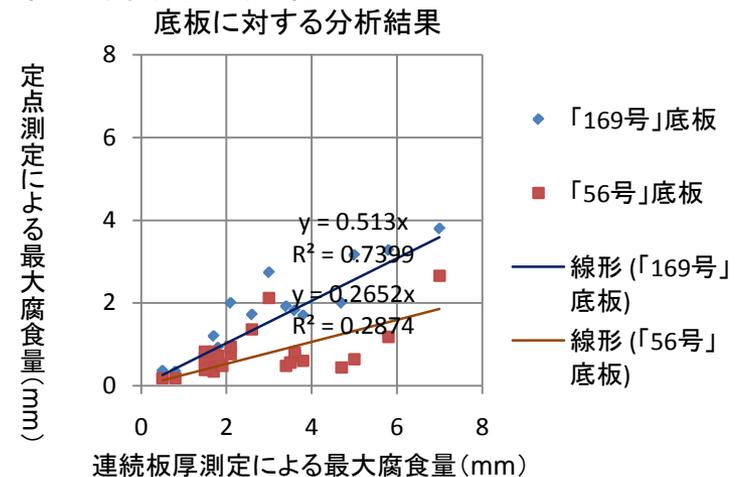
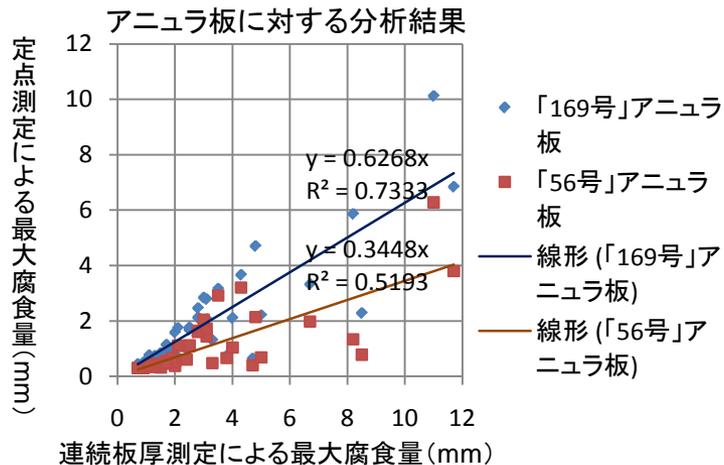
年	非保守的な仮定			保守的な仮定		
	アニュラ板	底板	累計	アニュラ板	底板	累計
8以下	0	1	1	0	1	1
~9	0	2	3	0	4	5
~10	0	2	5	0	0	5
~11	0	2	7	0	6	11
~12	0	5	12	1	3	15
~13	1	3	16	2	4	21
~14	1	2	19	0	1	22
~15	0	4	23	1	6	29
~16	2	2	27	1	3	33

(7)裏面腐食による貫通予測に関する分析

予測調査に必要な定点測定結果と連続板厚測定結果の相関分析

- 裏面腐食は、目視による全面検査ができないため、抜き取り点における定点測定で管理されてきた。裏面腐食による貫通年予測のためには、各タンクの最大腐食量を知る必要があるが、定点測定による腐食量の最大値が実際の最大腐食量である保証は無い。そこで、定点測定による腐食量の最大値と実際の最大腐食量との統計的な相関を調べ、定点測定による腐食量の最大値から想定される実際の最大腐食量を求め、求めた想定最大値を基に貫通年の予測を行うこととした（資料1-9、参考資料1-3）。
- 容量千kℓ以上の新法タンクで連続板厚測定結果が入手できたのは37基（うち12基はアニュラ部のみ）。それぞれの連続板厚測定データから、56号通知及び169号通知で示された箇所の板厚データを抽出した。連続板厚測定データ中の最大腐食量と定点測定箇所の抜き取りデータ中の腐食量の最大値の相関を原点を通過する直線で表した。この回帰直線の傾きにより、定点測定による最大腐食量から、平均的に見て何倍の実最大腐食量が想定されるかを評価した（結果は右下の表。）。
- 初期板厚は、公差により、設計板厚より厚いものや薄いものがあることから、正確な腐食量を算出するために、連続板厚測定データの最頻値を初期板厚と設定した。定点測定の測定位置のずれにより相関が替わることが考えられるため、測定位置を5通りずらして設定し、その平均値で分析を行った（測定位置のずらし方は参考資料2-4）。

定点測定結果と連続板厚測定結果の相関分析結果



平均的に見て、タンク底部の実最大裏面腐食量は、定点測定で発見される最大裏面腐食量に右表の係数(上記回帰曲線の傾きの逆数)を乗じたものと考えられる。

	56号通知による定点測定	169号通知による定点測定
アニュラ板	2.90	1.59
底板	3.77	1.95

(8) 保安検査周期のあり方

第3回に検討頂きたい

●内面腐食及び裏面腐食の実態に基づく基本周期のあり方の検討

●連続板厚測定技術を活用した保安検査周期のあり方の検討

詳細に腐食状況が評価できれば、腐食に関する不確実性は減少。

連続板厚測定を用いたタンクについては、その腐食率に基づき、次回開放時期を決定することの可能性について検討する。

留意すべきこと

- ・溶接部が次回開放までどの程度劣化するか定量評価することが困難。
(要因)基礎の不等沈下や底板の浮き上がり等により底部板へ高い応力が作用するが、その評価が難しいこと、屋外貯蔵タンクの底部溶接には裏面や内部にきずが存在すること、溶接部が腐食を受けること、供用中にきずを計測できないこと。
- ・腐食率は一定ではなく、腐食が加速する場合もある。
- ・側板やドレン配管など附属設備の劣化による事故防止のための点検機会を確保する必要。

- ・溶接部の健全性を担保するため、一定の上限値を設ける必要。
- ・次回開放までの腐食率に対して、一定の安全率を見込む必要。
- ・自主保安によって管理されている劣化要因に対する自主管理の向上の必要。

(9) 内面コーティングの耐用年数に関するワーキンググループ経過報告

●平成22年5月18日に下記委員にてWGが開催された。

主査	山田 實	総務省消防庁消防大学校消防研究センター
委員	岡崎 慎司	横浜国立大学 大学院工学研究院機能の創生部門
	小川 進	財団法人 日本塗料検査協会
	木村 保久	社団法人 日本高圧力技術協会
	黒澤 賢二	社団法人 日本塗料工業会
	土田 智彦	独立行政法人石油天然ガス・金属鉱物資源機構石油備蓄部
	堀井 完一	社団法人 日本産業機械工業会
	山本 洋	石油連盟
	横山 明往	樹脂ライニング工業会

●検討結果の概要

以下の方法でコーティングの耐用年数について検討することとなった。

1. 温度勾配浸漬試験

樹脂組成エピビス100%(膜厚400、700 μ m)及びノボラック30%エピビス70%(膜厚400 μ m)のガラスフレークコーティングの試験片にて40 $^{\circ}$ C/20 $^{\circ}$ Cの温度勾配浸漬試験を実施する。

2. コーティングの現地調査

20年以上使用している実膜厚400 μ m程度のガラスフレークコーティングが施工されているタンクの現地調査(3基程度)を実施する。現地調査を実施するタンクについては現在選定中。

3. データ調査

20年以上使用しているガラスフレークコーティングが施工されているタンクの開放検査時におけるコーティングの補修履歴等のデータを収集分析する。

WG後の状況

→ 平成22年6月2日より実験開始

→ 実施タンク選定中

→ 調査条件等調整中