

航空機衝突時の衝撃荷重を受ける 金属キャスクの密封性能に関する数値解析的評価

Numerical Evaluation of Sealing Performance of Metal Cask subjected to Aircraft Crash

南波宏介*, 白井孝治**, 三枝利有***, 島村和夫****
Kosuke Namba, Koji Shirai, Toshiari Saegusa, Kazuo Shimamura

*工修, 研究員 (財)電力中央研究所 地球工学研究所 (〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子 1646)
**工博, 上席研究員 (財)電力中央研究所 地球工学研究所 (〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子 1646)
***工博, 研究参事 (財)電力中央研究所 地球工学研究所 (〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子 1646)
****工修, 主任研究員, (株)IHI 基盤技術研究所 (〒235-8501 神奈川県横浜市磯子区新中原町 1)

This paper presents dynamic mechanical behavior of the metal cask lid closure system caused by direct aircraft engine crash and describes calculated results. If a rigid engine with 90m/s crashed a storage facility having concrete wall of 85cm in thickness, the remaining velocity became 60m/s after penetration. The authors calculated impact force of the engine with 60m/s crashing into the metal cask. Concerning the metal cask subjected to the impact force, impact analysis was executed. Two directions of impact force were studied. One is vertical load and another is horizontal load against the cask. The result showed that plastic strain was not generated on flanges of the 1st lid and the sealing performance of the cask was maintained in each impact case.

Key Words: Metal Cask, Impact Analysis, Aircraft Crash, Sealing Performance
キーワード: 金属キャスク, 衝撃解析, 航空機衝突, 密封性能

1. はじめに

我が国では, 原子力発電所から排出される使用済燃料は, 金属キャスク (以下, キャスク) と呼ばれる密封容器に収納され, 使用済燃料施設に保管される. 近年, これらの重要な原子力施設に関する, 外部人為事象等のシビアアクシデントに対する安全性について, 一般公衆の懸念が生じており, シビアアクシデントに起因する荷重に対する貯蔵施設の挙動に関して知見を得ておくことが必要となっている.

重要な原子力施設のシビアアクシデントに関する評価として, 航空機衝突に対する安全性評価が, 米国やドイツで活発に実施されている¹⁾⁶⁾. 既にドイツやスイスの一部では, 原子力発電所より発生する使用済燃料を一時的に貯蔵する中間貯蔵施設に, 航空機衝突に対する耐衝撃設計を適用し, 運転している⁶⁾. 航空機衝突の耐衝撃設計については, 航空機衝突による荷重時間曲線の設定が最も重要であるが, 海外における研究の報告事例は, その設定条件や評価方法が非公開となっており, 結果の

みが報告されているだけである.

以上のことから本研究では, 貯蔵施設に民間航空機が衝突した場合を想定し, 衝突に起因する衝撃荷重が貯蔵施設内に保管されるキャスクの密封性能に与える影響を数値解析により評価することとした.

2. 金属キャスクの漏えい特性

2.1 金属キャスクの構造

図-1 にキャスクの概要図を示す. 使用済燃料を収納するキャスクは使用済燃料集合体同士を仕切るバスケットを内部に収納し, 二枚の蓋により内部を密封する構造である. キャスク胴体部と蓋部の間には金属ガスケット (以下, ガスケット) を設置し, ガスケットを挟み込むことで密封空間を構築する. 使用するガスケットは断面に二つのOリングを持つことで密封性能を高めた二重眼鏡型複列金属ガスケットであり, ガスケットの概要図を図-2 に示す. ガスケットは中心のコイルスプリングの弾

性力と軟質金属製外被材の密着性を組み合わせること
で耐熱性、密封性を高めた構造となっている。しかしな
がら、貯蔵期間中のガスケットは、長期間に亘り使用済
燃料の崩壊熱による熱負荷を受けることから、外被材で
あるアルミニウムのクリープ変形等に起因するガスケ
ット反力の低下が懸念され、キャスクの密封性能が衰え
る可能性がある。

2.2 漏えい評価手法

既往の研究⁷⁾⁹⁾では、ガスケットによる密封部の評価に
ついて、口開き変位と横ずれ変位に分けて評価すること
を提案している。しかしながら、落下・転倒事象のよう
な瞬時の変位に関する漏えい評価については、「金属ガ
スケットを保持する蓋フランジ部、本体フランジ部、お
よび蓋ボルトに発生する応力」が、弾性範囲内であれば、
横ずれ変位により評価できるものとしている。ここで、
口開き変位とは密封フランジ面に対して鉛直方向に蓋
が移動する変位のことであり、横ずれ変位とは、密封
フランジ面に対して蓋が平行に移動する変位のことを意
味している(図-3 参照)。また、解析的評価による横ず
れ変位から漏えい率を推定する場合には、横ずれ変位は
変位量の延べ量(横ずれ延べ量)とすることが提案され
ている。横ずれ延べ量は、ある評価位置における蓋横ず
れ履歴の"最大値と最小値の差"の2倍から"始点と終点の
差"を減じた値とし、図-4に示す変位履歴を例にとると①
～③の合計となる。横ずれ延べ量から漏えい率を推定す
る場合には、熱負荷を与えたガスケットに関する漏えい

率—横ずれ変位関係の近似式を用いて推定を行う。なお、
近似式は独立した不連続な漏えい率—横ずれ変位関係
の実験データを元に回帰分析を実施することで算出さ
れている。

上記の評価手法は、これまでも落下・転倒事象を対
象とした実験的・解析的評価において用いられており、
その妥当性が確認されている^{10),11)}。

しかしながら、本研究におけるガスケット密封部の漏
えい評価では、連続的な漏えい率—横ずれ変位関係を新
たに実験的に算出し、連続的なデータを用いることで、
より実験値に忠実な評価を行うこととした。以下に連続
的な漏えい率—横ずれ変位関係を算出することを目的
に実施した、瞬時漏えい評価試験の詳細を示す。

2.3 瞬時漏えい評価試験手法

(1) 試験装置

瞬時漏えい評価試験では実機キャスクの蓋部を縮尺
比 1/10 程度に縮小した蓋部スケールモデル試験体を用
いて実施した。図-5に蓋部スケールモデル試験体の概要
図と試験状況を示す。試験体は三枚のフランジにより構
成され、中央フランジと側面フランジの間にガスケット
を装着し、三枚のフランジを締付けボルトで締め付ける
構造である。試験では、側面の二枚のフランジを接地さ
せ、載荷装置を用いて中央のフランジにのみ荷重を載荷
し、ガスケットにフランジ面と平行な横ずれ変位を与え
る。また、ガスケットを装着している側面フランジには
キャスクの内部空間を模擬した空洞を設け、空洞内にへ

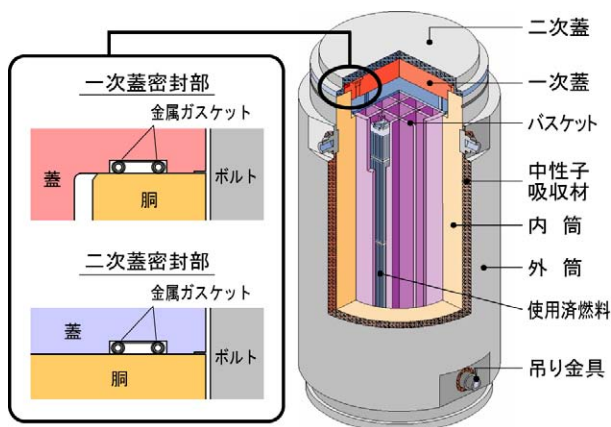


図-1 金属キャスク概要図

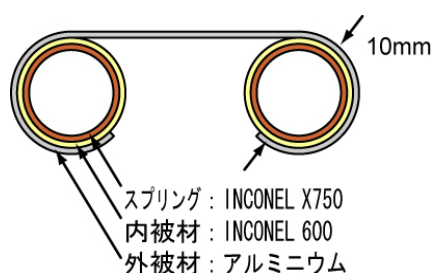


図-2 金属ガスケット概要図

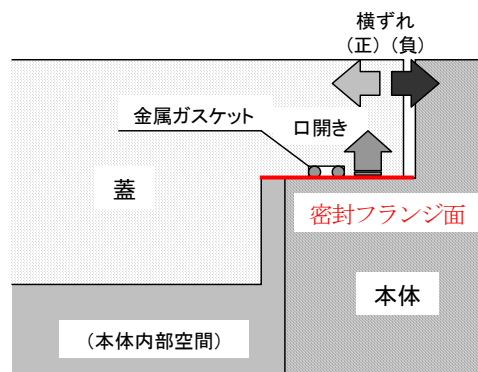


図-3 蓋の横ずれ変位と口開き変位

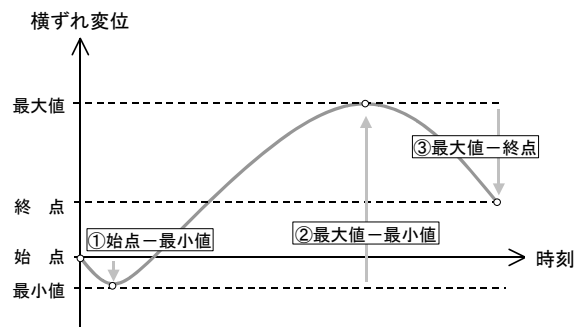
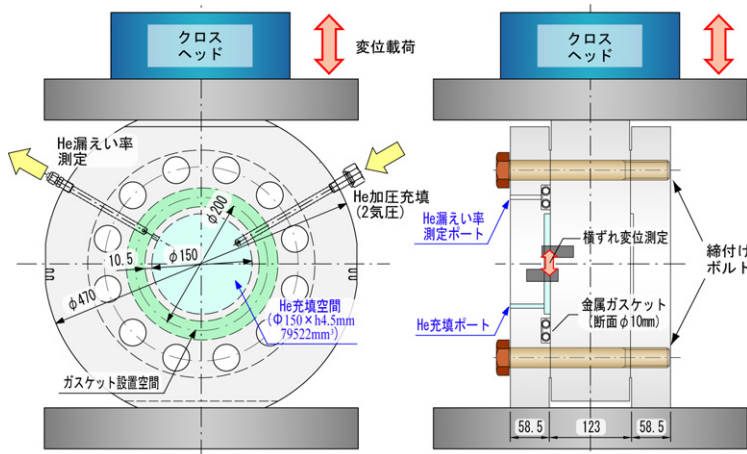
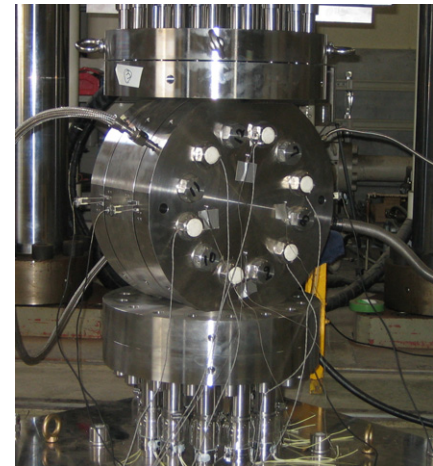


図-4 横ずれ変位履歴例



(概要図)



(試験状況)

図-5 蓋部スケールモデル試験体の概要図と試験状況

リウムガスを2気圧（絶対圧）で加圧充填している。また、横ずれ変位に起因する漏えい率の測定はガスケット断面中央に設けた測定ポートにヘリウムリークディテクタを接続し、ガスケットを通過するヘリウムガスの漏えい率を測定する。

(2) ガスケットの熱負荷

試験で使用するガスケットは、実機キャスクで使用するガスケットと同様の断面を持つ二重眼鏡型複列金属ガスケットであり、外形寸法 176×224×200mm（内径×外径×フープ径）、断面径φ10mmである。試験は使用済燃料による熱負荷に曝されたガスケットの評価を行うことより、熱負荷をガスケットに与えて実施する。熱負荷を与える際には、実温度よりも高い加熱温度を設定し、応力緩和を促進させた。加熱温度と加熱時間はクリープ現象等の内外挿評価に一般的に使用される以下の(1)式に示される Larson・Miller パラメータ（以下、LMP）に従って決定した¹²⁾。

$$LMP = T (C + \log t) \quad (1)$$

T : 絶対温度 (K)

t : 時間 (hr)

C : 材料定数 (=20)

本試験ではガスケットの加熱条件を 180℃20 時間（LMP=9649）と設定している。この加熱条件は実機キャスクの種類や初期温度により想定年数は異なるが、図-6 に示す LMP と想定年数の関係図より想定している年数の把握が可能である。

(3) 試験条件

試験ケースは载荷速度を静的载荷と動的载荷（0.01mm/s、85mm/s）とする2ケースである。いずれの試験ケースにおいても目標载荷振幅 3mm まで、同一方向に荷重を加え続ける一方向载荷試験である。試験は各試験ケースに関して3体ずつの計6回実施した。表-1 に瞬時漏えい評価試験ケース一覧を示す。

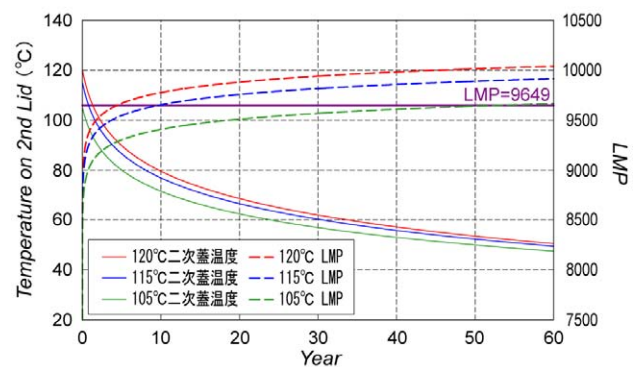


図-6 LMP と想定年数の関係図

表-1 瞬時漏えい評価試験ケース一覧

試験ケース	目標 载荷振幅	载荷 速度	使用 ガスケット
静的载荷	3mm	0.01 mm/s	180℃20hr 加熱 (LMP=9649)
動的载荷		85 mm/s	

2.4 瞬時漏えい評価試験結果

図-7に瞬時漏えい評価試験により得られた漏えい率—横ずれ変位関係を示す。

(1) 静的载荷

静的载荷は载荷速度を 0.01mm/s、目標振幅を 3mm とし、同一条件で3回実施した。いずれの静的载荷試験においても载荷前の漏えい率は $10^{-10} \sim 10^{-11} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{sec}$ 程度と非常に小さな値を示した。また、試験開始から横ずれ変位がガスケット断面径の 1/100 程度までの小さな段階では、漏えい率に顕著な増加は見られず、 $10^{-9} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{sec}$ 程度であった。その後も横ずれ変位を増加させ、横ずれ変位がガスケット断面径の 1/3 程度まで達すると、漏えい率は $1 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{sec}$ 程度にまで上昇した。1回目から3回目のいずれの試験結果を見ても、漏えい率—横ず

れ変位関係は同様の波形の推移を示しており、漏えい率－横ずれ変位関係には十分な再現性が確認された。

(2) 動的載荷

動的載荷における載荷速度は、載荷装置の稼働限界速度から 85mm/s と決定し、目標振幅を 3mm とし、3 回動的載荷試験を実施した。

動的載荷では載荷開始直後に、横ずれ変位が 3mm 程度まで瞬時に達し、漏えい率もそれに応じて急激に $1 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{sec}$ 程度まで増加する。そのため、最大横ずれ変位、最大漏えい率に至るまでの漏えい率－横ずれ変位関係を求めることは困難であり、最大横ずれ変位と最大漏えい率のみを試験結果として採用することとした。

図-7 の試験結果を見ると、3 回の動的載荷試験により求められた試験結果は、いずれも静的載荷試験により求められた漏えい率－横ずれ変位関係の近傍に位置している。このことより、漏えい率－横ずれ変位関係は載荷速度による動的効果の影響が小さいものと判断され、動的な変位に対しても静的載荷試験結果を用いることで保守的に漏えい率を評価することが可能であることが明らかとなった。

(3) 瞬時漏えい評価試験のまとめ

以上の結果より、横ずれ変位－漏えい率関係には十分な再現性があることが確認され、静的横ずれ載荷試験にて得られた曲線を用いることで、横ずれ変位から漏えい率の推測が可能であることを確認した。これより、今後、解析的に密封性能を評価する際には、数値解析によって算出された横ずれ延べ量と瞬時漏えい評価試験結果から漏えい率を推定し、密封性能を評価することとした。

3. 貯蔵施設の局部破壊評価

3.1 既往の研究による耐衝撃評価

(1) 中間貯蔵施設での評価例⁶⁾

ドイツの貯蔵施設では、飛来物に対する耐衝撃性を考慮した方式と考慮していない方式の両方が設計・建設されている。耐衝撃性を考慮した方式は、コンクリート床構造を敷設し、壁厚 1.3m、天井厚 1.2m に囲まれた大きな貯蔵ホール内でキャスクを貯蔵する構造である。

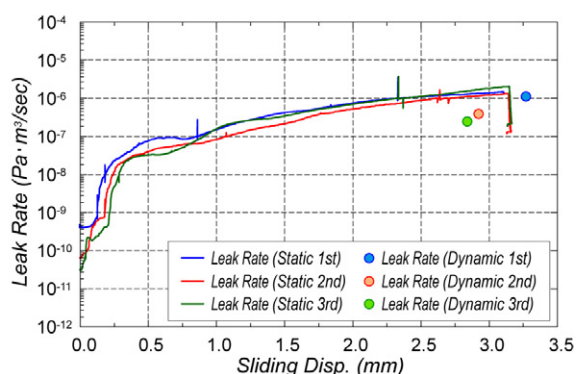


図-7 漏えい率－横ずれ変位関係

この耐衝撃性を考慮した方式と考慮していない方式の施設のいずれに関しても耐衝撃性評価が実施されている。詳細情報は公開されていないが、ボーイング 747 型機の貯蔵施設各壁部材、屋根部材への衝突を解析的に評価し、貯蔵施設が全体破壊に至らないことを報告している。

(2) 金属キャスクでの評価例

ドイツの BAM（ドイツ連邦材料研究所）では、1970 年代よりキャスクの耐衝撃性に関して、図-8 に示されるように、CASTOR-IIa 型キャスクや TN1300 型キャスクを用いて、飛来物衝撃試験や解析を実施し、その健全性を確認している^{3) 5)}。さらに、貯蔵施設に航空機が衝突した場合の飛来物を想定し、貯蔵キャスクの健全性を評価している。

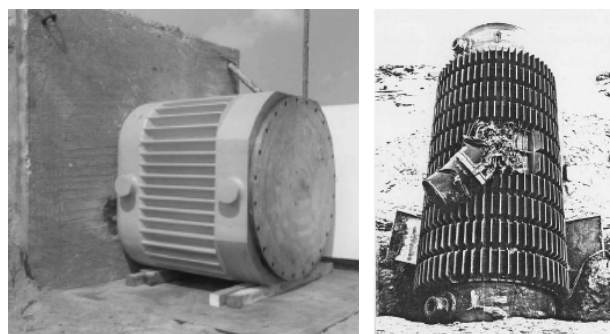
わが国では、青森県六ヶ所村で運転中の再処理施設において、ガラス固化体受入れに使用される輸送容器について、航空機の衝撃荷重に対する健全性の評価が行われており、非線形衝撃応答解析を行った結果¹³⁾、輸送容器は航空機の衝撃荷重に対し十分堅固であり、ガラス固化体の健全性が確保されることが確認されている。

3.2 局部破壊に至るシナリオ

既往の研究では、貯蔵施設と航空機の衝突を想定した場合、全体破壊と局所破壊に対する検討を行う必要があることを指摘している。しかしながら、貯蔵施設へ民間航空機が衝突した場合を想定しても、施設全体が倒壊する全体破壊には至らないことが報告されていることから⁹⁾、本研究では、剛性の高いエンジンが貯蔵施設に衝突した場合の局部破壊に関して検討を行うこととした。

(1) 想定条件

対象航空機は、米国やドイツ等で主要な評価対象とされているボーイング 747 型機¹⁴⁾とし、その中でも対象飛来物は、航空機のうち剛性の最も高いジェットエンジン部とした。ジェットエンジンの諸元については、ボーイング 747 型機に搭載実績があり、かつ比較的公開情報¹⁵⁾の多い GE 製エンジンとした。図-9 に、GE 製 CF6-80C2 型ターボファンエンジンの構造図を示す。本ターボエンジンの諸元は直径約 2.7m、長さ約 4.3m、重量約 44.3kN



(CASTOR-IIa 型キャスク) (TN1300 型キャスク)

図-8 キャスクを用いた高速飛来物の試験例¹⁾

である。対象とする貯蔵施設は、文献調査を実施した上で、最も壁厚の小さい貯蔵施設を参考に、壁厚 85cm の貯蔵施設と仮定した。

(2) 航空機エンジンの衝突による貫通評価

コンクリート構造物の貫通に関する評価式は、これまでも数多く提案されているが、我が国の六カ所再処理施設においては、剛な飛来物の設計評価式として Degen が提案した算定式が用いられている¹⁶⁾。ここで、Degen 式は以下の試験条件の下、得られた実験データを統計的手法により整理されたものである。

試験条件

- 衝突速度：25～310 m/s,
- 飛来物重量：15～340 kgf (147～3332N)
- 飛来物直径：10～31 m
- 先端形状：平坦、円錐、半球
- コンクリート板厚：15～60 cm
- コンクリート板鉄筋量：160～350 kgf/m³
(1568～3430 N/m³)
- コンクリート板厚／飛来物径：0.5～2.7
- コンクリート強度：290～440 kgf/cm²
(28.42～43.12 N/mm²)

図-10 に、エンジン (GE 製 CF6-80C2 型エンジン) の諸元 (重量 44.3kN, 作用面積 4.4m²) より、Degen 式を用いた場合の評価結果を示す。一方、英国では, UKAEA (英国原子力局) より、「衝突を受けるコンクリート構造物の設計と評価のためのガイドライン¹⁷⁾」がとりまとめられており、このガイドラインにおいて、平坦な鉄筋コンクリートターゲット面に平坦な先端の衝突物の貫通速度と残留速度の評価式が(2)式、(3)式のように示されている。

貫通速度 V_c

$$V_c = 1.3 \cdot \rho^{1/6} \cdot f_c^{0.5} \cdot \left(\frac{pe^2}{\pi m} \right)^{2/3} \cdot (r + 0.3)^{0.5} \quad (2)$$

残留速度 V_R

$$V_R = (V_I^2 - V_c^2)^{0.5} \quad (3)$$

ここで、 ρ, f_c, p, e, m, r は、それぞれコンクリート密度(kg/m³)、コンクリート強度(Pa)、衝撃荷重作用エリア周長(m)、コンクリート板厚(m)、飛来物質質量(kg)、鉄筋比(%)である。

なお、(2)式、(3)式は以下の試験条件の下、実施された独自の実験および文献調査より収集されたデータに基づいて提案されたものである。

試験条件

- 飛来物衝突速度：45～300 m/s
- コンクリート強度 f_c ：22×10⁶～44×10⁶ Pa
- 鉄筋量 r ：0～0.75 %
- $p/(\pi \cdot e)$ ：0.2～3
- $m/(p^2 \cdot e)$ ：150～10⁴ kg/m³

図-11 に、UKAEA 式を用いた場合の航空機エンジンに対する残留速度の評価結果を示す。本研究で対象とした貯蔵施設の壁厚を 85cm とし、エンジン部の衝突速度を、IAEA 輸送規則航空輸送物要件¹⁸⁾を参考に 90m/s とした場合、Degen 式を用いて算出される貫通限界厚さ (RC 版を貫通しない最小の厚さ) は 96cm となり、対象貯蔵施設の壁厚では、エンジンが施設内部へ侵入し、施設内のキャスクへ衝突する可能性がある。このような想定の下、キャスクへの影響を評価するには、エンジンから受ける衝撃荷重を算定する必要がある、さらにはエンジンの貯蔵施設侵入時の侵入速度 (残留速度) を評価する必要がある。残留速度の算定には UKAEA 式を用いて算定するが、UKAEA 式を用いて貫通限界厚さを算出した場合、貫通限界厚さは 76cm となり、Degen 式に比べて約 3/4 倍程度低めの値を示す。このため、図-11 を補正して壁厚 85cm 相当 (85cm×3/4) における侵入速度を求めることとすると、侵入速度 (残留速度) は 57m/s となる。

以上より、本研究では、壁厚 85cm の貯蔵施設に対し、

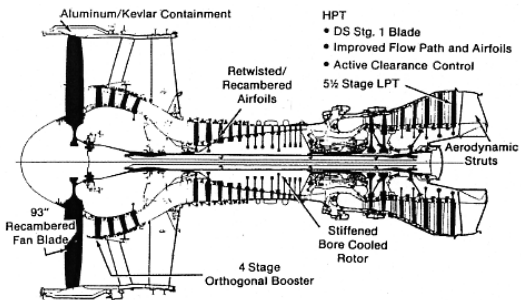


図-9 GE 製 CF6-80C2 型エンジン構造図¹⁵⁾

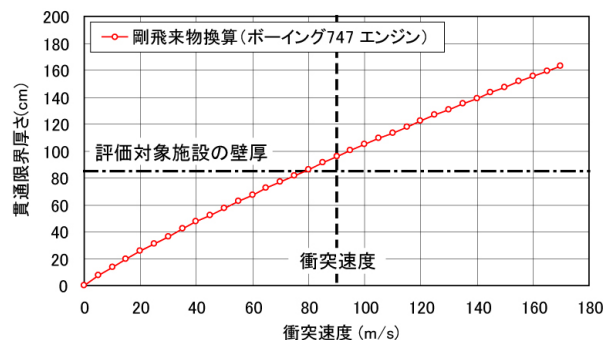


図-10 Degen 式を用いた貫通限界厚さの評価

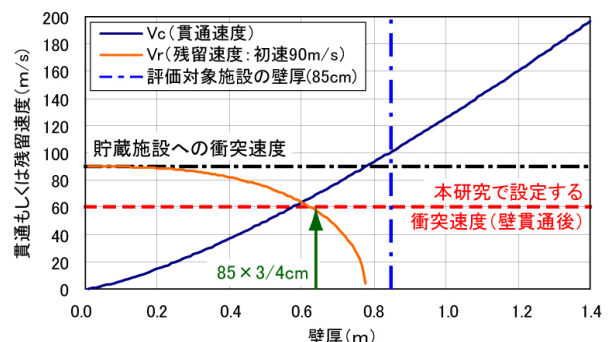


図-11 UKAEA 式を用いた残留速度の評価

衝突速度 90m/s のエンジンが衝突した場合のエンジンの残留速度を保守性を考慮した上で 60m/s とした。

4. 設定荷重の算定

4.1 概要

これまでも、国内外の原子力施設における耐衝撃設計用衝撃荷重として、F-16 戦闘機やボーイング 707 型機（総重量約 1470kN）等の荷重時間曲線が求められているが、その算定方法などについては明確な情報が示されていない。そこで、本研究では、エンジンの外形寸法、材料特性を公開文献^{19), 20)}から読み取り、衝突速度 60m/s を有するエンジン衝突時の荷重時間曲線を独自で算定した。荷重の算定は安全側の荷重時間曲線となるように、モデルを剛体壁に衝突させることで算出した。解析には、動的汎用解析コード LS-DYNA（Ver970）を用いた。

4.2 解析条件

(1) 解析モデル

図-12 に解析モデルを示す。解析モデルは公開情報を基に詳細にモデル化を行い、解析モデルの総節点数、総要素数はそれぞれ 58,796、50,017 である。この解析モデルの全節点に 3.2 節で決定した残留速度 60m/s を初期速度として付与することで、剛体壁に衝突させ、剛体壁に発生した衝撃力を 60m/s のエンジンの荷重時間曲線とした。

(2) 材料物性

構成材料は一般的なジェットエンジン材料である Ti-6Al-4V と INCO718 の 2 種類とし、低温部のエンジン前方と高温部の後方部で使い分けることとした。構成材料の材料特性値は、公開文献に記載される値を用いるものとした。また、ジェットエンジンの高温部と低温部の温度を本研究では前方低温部を 100℃、後方高温部を 500℃と仮定し、それらの温度における材料物性値を採用した。

材料特性は Ti-6Al-4V と INCO718 とともに、塑性硬化を考慮したバイリニア型の等方性弾塑性体としており、材料特性値一覧を表-2 に示す。なお、塑性硬化係数は弾性係数の 1/100 と仮定している。また、ひずみ速度硬化は考慮しないものとした。

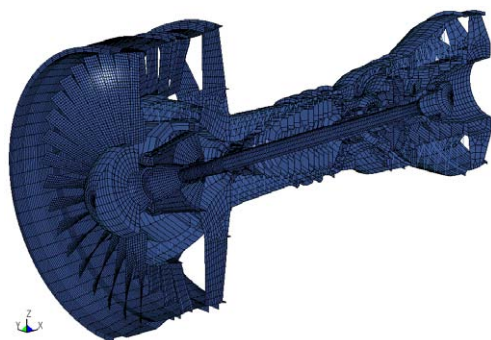


図-12 解析モデル

4.3 解析結果

図-13 に算出された荷重時間曲線を示す。エンジンが衝突した際に発生する荷重は、衝突直後から 14msec まではエンジン中央部にある中空円筒形シェル状のノーズコーンの座屈やシャフトの塑性化によるものと考えられる。また、14msec 付近での接触面生成以降は、後方部からの慣性力に伴う低圧系・高圧系のブレードから燃焼室²¹⁾へ伝達する抵抗力により荷重が発生しているものとみられる。

衝撃解析にて得られた荷重時間曲線は、複数部材により構成されるエンジンの衝突から得られたものであるため、高周波成分が多数含まれた波形性状を示している。そこで、荷重時間曲線の取り扱いを簡便にするために、力積が等価となるよう考慮した上で、荷重時間曲線を階段状に変換し、今後の検討に用いる設定荷重とした。

以上より、本研究で提案する設定荷重を用いることで、様々な形式のキャスクに対しても、衝突速度 60m/s のエンジンの衝突を想定した衝撃応答評価を行うことが可能となった。

5 金属キャスクの耐衝撃性評価

5.1 概要

航空機の貯蔵施設への衝突に起因する衝撃荷重を受ける貯蔵中の金属キャスクを対象に衝撃荷重載荷時の金属キャスク密封性能への影響を明らかにすることを目的に、4 章で算出した設定荷重をキャスクに載荷する衝撃応答解析を実施した。

評価ケースは、上方垂直方向から航空機エンジンが金

表-2 材料特性値一覧

構成材料	Ti-6Al-4V	INCO718
仮定温度	100℃	500℃
密度	4.46g/cm ³	8.18g/cm ³
弾性係数	104GPa	176GPa
ポアソン比	0.33	0.27
降伏強度	900MPa	1040MPa

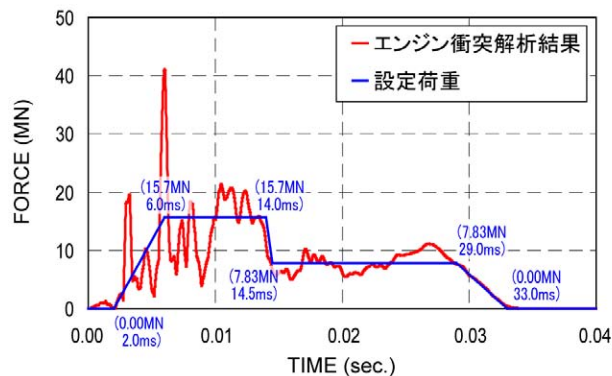


図-13 衝突速度 60m/s における荷重時間曲線

属キャスク蓋部に衝突する事象（垂直衝突）と水平に航空機が飛来し金属キャスクに衝突する事象（水平衝突）の2ケースとした。

図-14 に、評価対象とした金属キャスクの外観図を示す。また、表-3 に金属キャスクの外形寸法一覧を示す。対象キャスクは、リファレンス設計として設計製作された輸送・貯蔵兼用キャスクであり、2枚の蓋を持つ二重蓋構造を採用し、BWR 燃料69体を収納する。収納物は、炭素鋼製の円筒、円板、格子板などにより構成される模擬重量体とし、本キャスクの蓋部に使用されているガスケットは、アルミニウム被覆の二重眼鏡型複列金属ガスケットで、一次蓋用が断面径φ5.6mm、フープ径φ1738mm、二次蓋用が断面径φ10mm、フープ径φ2032mmである。また、キャスク胴体部と蓋部の間には空隙が設けられており、蓋部を設置する際には、いずれの位置の空隙も同等となるように蓋を設置している。公称値としての胴体部と蓋部の間の空隙は一次蓋で片側1mm、二次



図-14 金属キャスクの外観図

表-3 金属キャスクの外形寸法一覧

部 材	材 料	寸 法 (mm)	重 量 (kN)
胴体	炭素鋼 (A350LF5)	内径：1672 厚さ：250	829
中性子 遮蔽材	レジン	厚さ：164	
外筒部	炭素鋼	外径：2524 厚さ：12	
トラニオン	ステンレス鋼 (SUS F630)	直径：190	
一次蓋	炭素鋼 (A350LF5)	外径：1946 厚さ：198	41
二次蓋	炭素鋼 (A350LF5)	外径：2236 厚さ 235.5	54
収納物	等価重量物	——	242
全重量			1166

蓋で片側0.5mmである。

5.2 解析条件

(1) 解析モデル

図-15 に、垂直衝突解析モデルを示す。垂直衝突解析モデルは荷重を垂直方向にて受けることより、胴体を切り離した構造とし、底部に鉄製の底板を固定したモデルとして簡略化を図っている。解析モデルは構造物の対称性を考慮して、1/2 面对称モデルとした。本体胴および底板はソリッド要素でモデル化し、本体胴の外側面には、シェル要素でモデル化した外筒と仕切り板を取付け、その内部には、本体側面の軽量コンクリートを模擬するソリッド要素を収納した。さらに、ソリッド要素にてモデル化したトラニオンを取付けた。一次蓋と二次蓋の蓋板および蓋ボルトについては、ソリッド要素にてモデル化した。また、二次蓋の外面にはシェル要素にてモデル化した外板と仕切り板を取付け、内部に充填されたレジンを模擬するソリッド要素を設定した。解析モデルの節点数は78,542、要素数は65,172である。解析モデルに入力する荷重は4章にて算出した設定荷重とし、分布荷重として作用させた。作用させる面積は衝突物であるエンジンにおいて、剛性の高いシャフト部の断面積とし、直径1.4mの円形断面を採用した。

図-16 に、水平衝突解析モデルを示す。解析モデルは、

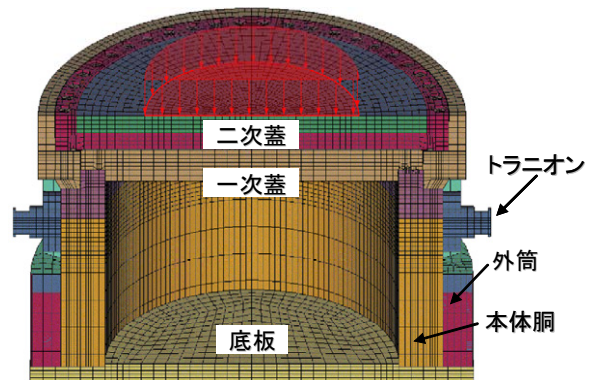


図-15 垂直衝突解析モデル

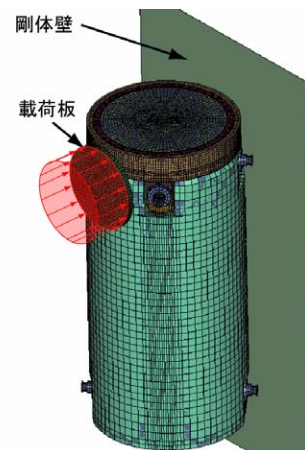


図-16 水平衝突解析モデル（フルモデル表示）

垂直衝突解析モデルと同様に 1/2 面对称モデルとした。水平衝突解析では、キャスクは荷重に対して、側面全体で抵抗することが予測されるため、高さ方向においても実機キャスクを忠実に再現することとした。水平衝突解析モデルの節点数は 78,542、要素数は 651,72 である。水平衝突解析モデルへの荷重の入力は、垂直衝突解析と同様に分布荷重として行う。しかしながら、水平衝突で想定する衝突位置は胴体側面であり、荷重載荷位置が曲面状となっていることから、解析上では仮想的に荷重載荷板を設定し、載荷版を介して分布荷重を作用させることとした。

(2) 材料特性

本解析モデルで使用している金属材料としては、キャスク本体、蓋板、蓋ボルト、外筒部、トランシオンおよび収納物が挙げられる。これらは全て塑性硬化を考慮した等方弾塑性体でモデル化し、全ての金属材料にひずみ速度依存性を考慮することとした。ひずみ速度依存性は LS-DYNA に標準的に搭載されている Cowper & Symonds 式に従って設定した²³⁾。以下(4)式に Cowper & Symonds 式を示す。

ひずみ速度を $\dot{\epsilon}$ とした時の降伏応力 σ'_y

$$\sigma'_y = \sigma_y \{1 + (\dot{\epsilon}/C)^{1/P}\} \quad (4)$$

ここで、 σ_y ：初期降伏応力、 $C=200$ 、 $P=5$ である。

表-4 に使用した材料特性値一覧を示す。

(3) 接触条件

解析モデルにおける接触面の摩擦係数は、0.14 としている。しかしながら、一次蓋ならびに二次蓋と本体フランジ部間の接触面における摩擦係数は、既往の蓋部スケールモデルを用いた横ずれ試験において得られた実験値として 0.6 を採用している¹¹⁾。

(4) 境界条件

解析モデルはともに、1/2 面对称モデルとして再現していることより、対称面上における節点の対称面垂直方向変位および回転変位を拘束している。また、解析モデル下面の境界条件は垂直衝突解析モデルでは完全拘束、水平衝突解析モデルは完全自由の拘束条件とした。

表-4 材料特性値一覧

部材	密度 (kg/cm ³)	弾性 係数 (GPa)	ポアソン 比 (--)	降伏 応力 (MPa)	塑性硬化 係数 (MPa)
胴部 蓋部	7.85	203.46	0.3	205	2034
蓋ボルト	7.85	202	0.3	890	2020
外筒部	7.86	203	0.285	215	2030
トランシオン	7.86	195	0.3	725	1950
収納物	7.86	203	0.3	215	2030

(5) 蓋部まわりの負荷条件

数値解析によりキャスクの密封性能を評価する場合、蓋部の挙動を正確に再現することが重要であることから、より精度の高い解析結果を得ることを目的に、蓋部まわりの負荷条件を実機キャスクの環境条件と同等となる初期設定を行った。

一次蓋と二次蓋の間（蓋間）には実機キャスクにおけるヘリウムガスの加圧充填を模擬するため、一次蓋上面と、二次蓋下面に対して、0.4MPa の圧力を負荷した。また、一次蓋と二次蓋に設置された金属ガスケットの反力を模擬するため、一次蓋ガスケット部に 506 N/mm、二次蓋ガスケット部に 770 N/mm 相当の反力を生じるばね要素を設定した。さらに、蓋ボルトの締付けトルク（2400N・m）による初期締付け力を模擬するため、ソリッド要素でモデル化した蓋ボルト頭部と蓋板との接触面に初期めり込みを設定した。この初期めりこみは事前解析の中で、初期めりこみを解消させる接触反力を発生させ、ボルトに引張応力を作用させる。これによりボルトへの初期締付け力の模擬を行った（図-17 参照）。

5.3 解析結果

(1) 蓋部挙動

図-18 に垂直衝突時の一次蓋および二次蓋に発生する横ずれ変位と口開き変位について、周方向位置で 45° 毎（0°、45°、90°、135°、180°）に算出した時刻歴を示す。衝撃荷重により発生する横ずれ変位は、荷重が垂直方向から作用することから、一次蓋で 0.1mm 以下、二次蓋で 0.2mm 以下と非常に小さいものであった。しかしながら、口開き変位は、荷重載荷方向と同一方向であることから、荷重が直接作用する二次蓋において、蓋部の振動を伴って最大で約 0.07mm 発生しており、衝撃荷重が終了後（0.033sec）も、蓋の振動に伴う口開きが減衰しながら発生している。

図-19 に水平衝突時の一次蓋および二次蓋に発生する横ずれ変位と口開き変位について、垂直衝突時と同様に示している。水平衝突解析における横ずれ変位は荷重の載荷方向と変位の測定方向が同一平面上にあることか

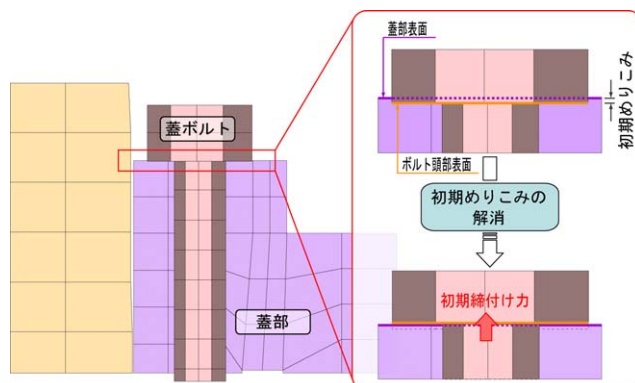
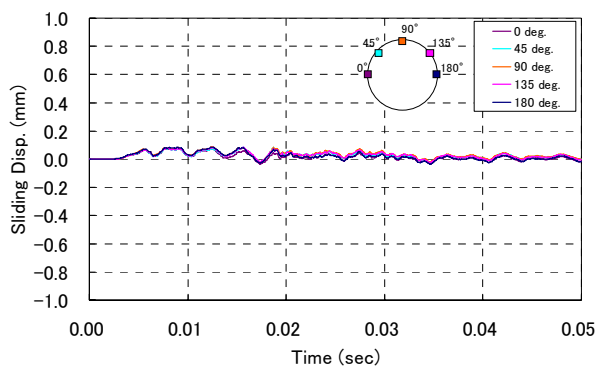
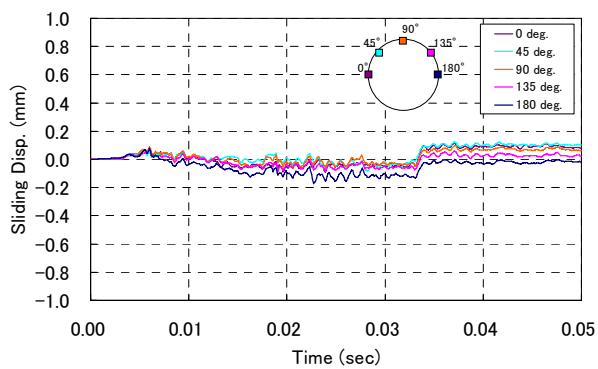


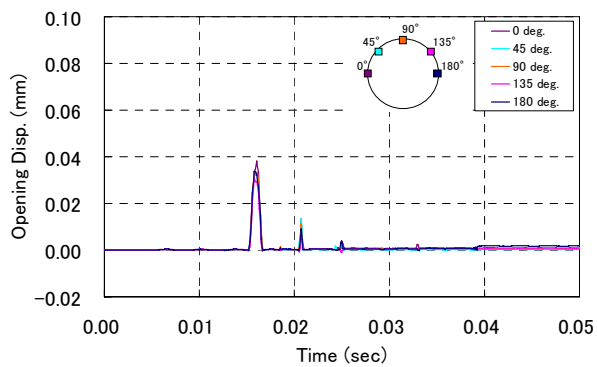
図-17 初期締付け力の導入方法



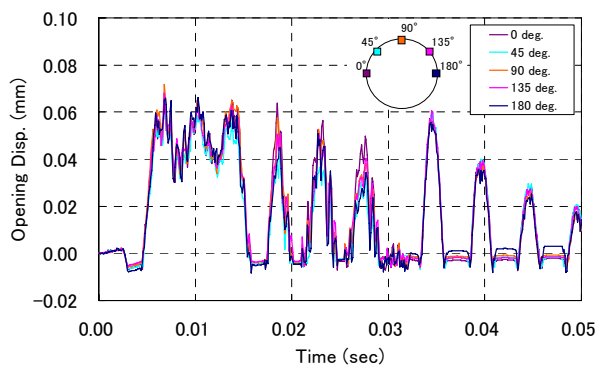
(一次蓋横ずれ変位)



(二次蓋横ずれ変位)

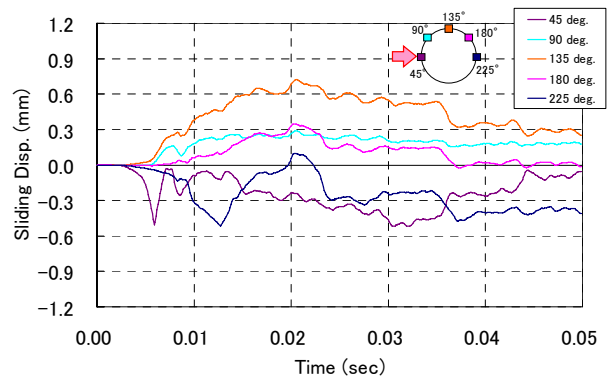


(一次蓋口開き変位)

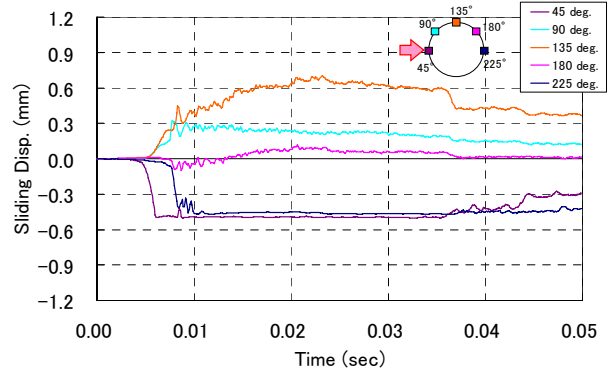


(二次蓋口開き変位)

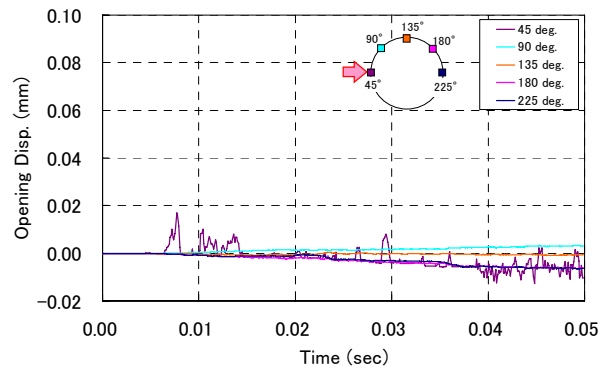
図-18 垂直衝突における各発生変位時刻歴



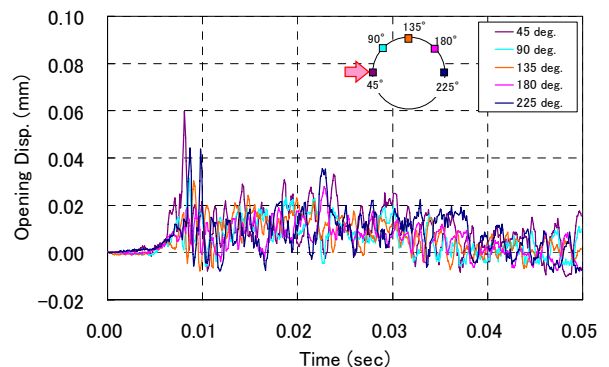
(一次蓋横ずれ変位)



(二次蓋横ずれ変位)



(一次蓋口開き変位)



(二次蓋口開き変位)

図-19 水平衝突における各発生変位時刻歴

ら、垂直衝突時に比べ大きな変位が発生している。载荷直後に载荷方向と同一方向の横ずれ変位（45°，225°）において、狭まる方向の横ずれ変位が、载荷方向と垂直方向の横ずれ変位（135°）において拡がる方向の横ずれ変位が発生していることより、荷重を受けるキャスク胴体部は楕円形に変形するオーバル変形が発生しているものと考えられ、その最大変形は20.5msec時に発生していることが明らかとなった。また、一次蓋における横ずれ変位の最大値は0.8mm程度、二次蓋における最大値は0.7mm程度であった。口開き変位に着目すると、一次蓋では、衝撃初期に载荷版に最も近い測定位置（45°）で0.02mm程度発生しているが、その後はほとんど発生していない。二次蓋に関しては衝撃初期から蓋の振動を伴う口開きが最大で0.06mm程度生じているが、周期の短い高周波成分がほとんどであり、荷重の除荷後には初期位置に収束している。

(2) Mises 応力分布図

図-20に、各評価ケースにおけるMises応力分布図を示す。応力分布の出力時刻は荷重载荷方向に関するキャスクの最大変形の発生時刻とし、垂直方向载荷では二次蓋部最大変形時（ $t=10\text{msec}$ ）、水平方向载荷では胴体部の最大変位時（ $t=20.5\text{msec}$ ）とした。ここで、コンターレベルは発生応力が胴体部および蓋部材料の降伏応力を超過した領域を赤色領域とするように設定している。

垂直方向载荷に関する応力分布を見ると、設定荷重が直接作用する二次蓋と本体フランジ面において、Mises応力が降伏応力を超過している。しかしながら、一次蓋と本体フランジ面間におけるMises応力は弾性範囲内であった。

水平方向载荷に関する応力分布では、二次蓋位置の胴外周部において、荷重を伝達する荷重载荷板が直接作用していることより、一部でMises応力が降伏応力を超過しているが、一次蓋および二次蓋と本体フランジ面間におけるMises応力は、降伏応力に達してはならず、一次蓋、二次蓋と本体フランジ面の応力状態はいずれも弾性範囲内にある。

5.4 密封性能評価

キャスク密封性能の解析的評価は、上述2.2節で述べた既往の漏えい評価手法を踏襲して実施する。しかしながら、横ずれ延べ量から漏えい率を推定する際には、本研究で新たに取得した連続的な漏えい率—横ずれ変位関係（図-7）を用いて漏えい率の推定を実施する。

キャスクの密封性能を評価する場合、ガスケットを保持する各部材に発生する応力が弾性範囲内であることが前提となる。しかしながら、垂直衝突では衝撃荷重により二次蓋の本体フランジ面に塑性領域が発生していることから、垂直衝突時の二次蓋の密封性能は消失しているものと考えられる。また、口開き変位に起因する漏えいの有無に関しては、発生した最大口開き変位量と既

往の研究⁷⁾により提案されているガスケットの有効復元量（0.08mm）との比較により判断する。ここで、ガスケットの有効復元量とは、胴体部と蓋部により締め付けられたガスケットが締め付けから開放された際に発生する、密封機能を有する範囲での復元量を意味している。本研究で発生した最大口開き変位量は0.07mmであり、有効復元量0.08mm未満であることから、口開き変位に起因する漏えいは発生していないものと予測される。

以上より、漏えい率の推定は垂直衝突時の一次蓋およ

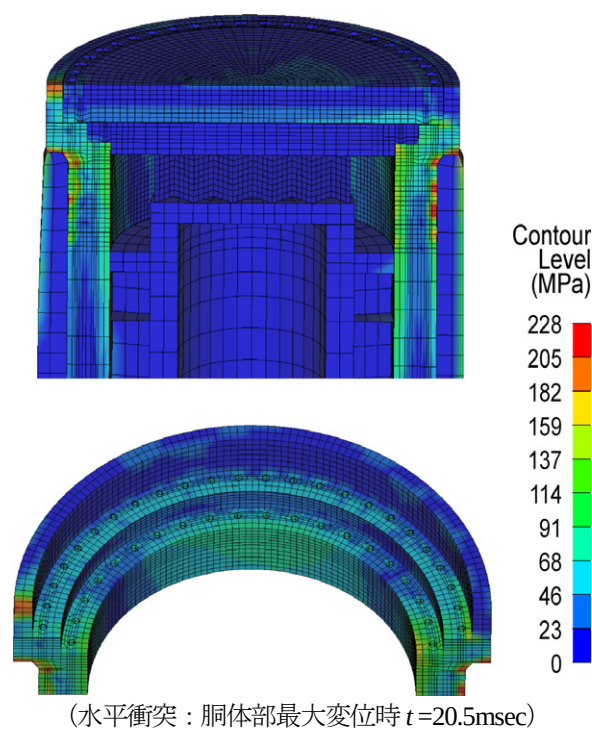
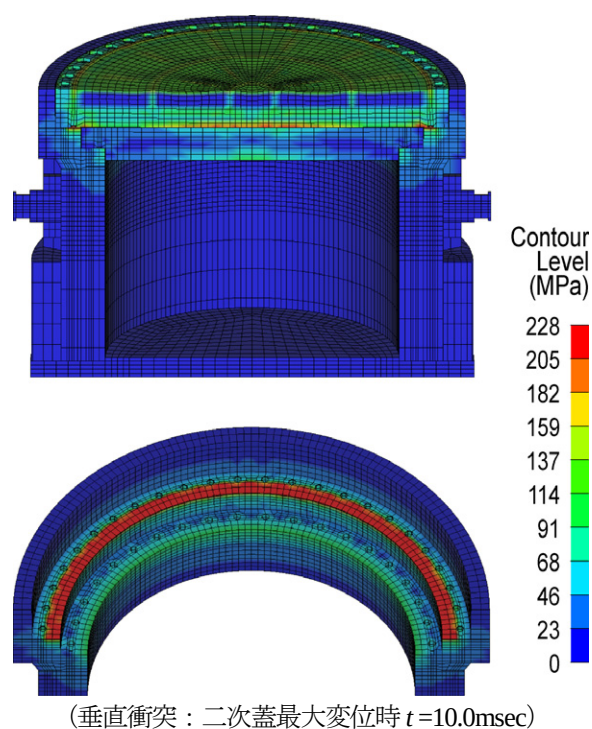


図-20 最大変位発生時のMises応力分布図

び水平衝突時の一次蓋，二次蓋について，横ずれ延べ量を用いて実施することとした。

表-5に5章で実施した金属キャスクを対象とした衝撃解析結果一覧を示す。解析的評価における漏えい率の推定には横ずれ延べ量を採用することから，表-5に示す横ずれ延べ量を使用する。また，図-7に示す漏えい率－横ずれ変位関係は，実機と同等の構造を有するが，断面径，フープ径が異なるガスケットを装着した蓋部スケールモデル試験体を用いた結果である。そのため，実機キャスク相当の漏えい率を推定する場合には断面径，フープ径に関する補正係数を考慮する必要がある。

推定漏えい率の補正は既往の研究²²⁾において提案している次式(5)を用いて実施した。(5)式は密封部の表面粗さ，圧力条件等が同じであればフープ径，断面径が異なる場合においても実機キャスクの漏えい率の推定を可能とする。

$$L_{m2} = \frac{\ln(r_{om1}/r_{im1})}{\ln(r_{om2}/r_{im2})} L_{m1} \quad (5)$$

$$= \alpha \times L_{m1}$$

ここで， L_{m1}, L_{m2} (Pa・m³/sec)

：縮尺試験モデル，実機キャスクの漏えい率

r_{om1}, r_{im1} (mm)

：縮尺試験モデルガスケット内径,外径

r_{om2}, r_{im2} (mm)

：実機キャスクガスケット内径,外径

以上の式(5)を用いて，フープ径，断面径の異なるガスケットの推定漏えい率の補正を実施した。

ここで，蓋部スケールモデル試験体で使用したガスケットのフープ径はφ200mm，断面径φ10mmであり，実機に使用するガスケットのフープ径，断面径は一次蓋でφ1738，φ5.6mm，二次蓋でφ2032，φ10mmである。これより，(5)式により補正係数を算出すると，一次蓋の評価に使用する補正係数 α_1 は15.53 ($r_{om1}=210, r_{im1}=190, r_{om2}=1743.6, r_{im2}=1732.4$)，二次蓋の評価に使用する補正係数 α_2 は10.17 ($r_{om1}=210, r_{im1}=190, r_{om2}=2042, r_{im2}=2022$)となる。これより，数値解析より得られた横ずれ延べ量と漏えい率－横ずれ変位関係（図-7）から算出した漏えい率に補正係数を乗することで，実機キャスク相当の漏えい率の推定が可能となる。また，推定漏えい率は3回の漏えい率－横ずれ変位関係（図-7）の平均値として算定する。

以上のことから衝撃荷重を受けた際の推定漏えい率を算出すると，垂直衝突時一次蓋では 1.60×10^{-7} Pa m³/s，水平衝突時一次蓋および二次蓋でそれぞれ 6.85×10^{-6} Pa m³/s， 5.00×10^{-6} Pa m³/sとなる。いずれの载荷ケースにおける一次蓋，二次蓋の推定漏えい率も 1.0×10^{-5} Pa m³/s以下であることが確認され，直ちにキャスクの密封性能が喪失することはない，金属キャスクの密封堅牢性は維

持されることが解析的に確認された。

6. 結論

本研究では，貯蔵施設に民間航空機が衝突した場合を想定し，衝撃荷重を受ける金属キャスクの密封性能を数値解析により評価した。本研究で得られた知見を以下に示す。

・金属キャスクの漏えい特性

実機キャスクを縮小した蓋部スケールモデル試験体を用いて瞬時漏えい評価を実施した。その結果，加熱促進の熱負荷を受けたφ10mm ガスケットに関する連続的な漏えい率－横ずれ変位関係を明らかにした。また，静的・動的载荷試験結果を比較することで，漏えい率－横ずれ変位関係に対する動的効果の影響を検討し，動的効果による影響は小さいことが明らかとなった。

・貯蔵施設の局部破壊評価

剛性の高いエンジンが速度 90m/s で貯蔵施設（壁厚 85cm）に衝突した場合，貫通等の局部破壊を伴って，エンジンが施設内に侵入することが明らかとなった。また，侵入後の残留速度を残留速度評価式より算出した結果，60m/s となった。

・設定荷重の算定

衝突速度 60m/s のエンジンを剛体壁に衝突させる衝撃応答解析を実施することで，独自の荷重時間曲線を算定し，荷重時間曲線と等力積の設定荷重を提案した。これにより，本研究で提案する設定荷重を用いることで，様々な形式のキャスクに対しても，衝突速度 60m/s のエンジンの衝突を想定した衝撃応答評価を行うことが可能となった。

・金属キャスクの耐衝撃評価

数値解析により，衝撃荷重を受ける金属キャスクの密封性能への影響を評価し，以下の成果を得た。

算定した設定荷重を用いて，キャスク蓋部中央で垂直に作用させる垂直衝突と胴部上方で水平に作用させる水平衝突に対し，衝撃解析を実施した。垂直衝突では，二次蓋位置本体フランジ面に塑性変形が発生し，二次蓋の密封性能が喪失するものの，一次蓋に塑性変形は発生

表-5 金属キャスク耐衝撃性評価結果一覧

項 目		垂直衝突	水平衝突
一次蓋	横ずれ量	0.09mm	0.72mm
	横ずれ延べ量	0.23mm	1.70mm
	口開き量	0.04mm	0.02mm
	推定漏えい率	1.60×10^{-7}	6.85×10^{-6}
二次蓋	横ずれ量	0.17mm	0.70mm
	横ずれ延べ量	0.52mm	1.77mm
	口開き量	0.07mm	0.06mm
	推定漏えい率	(密封喪失)	5.00×10^{-6}

せず健全であった。一方、水平衝突では、いずれの蓋部も塑性変形は発生せず健全であった。既往の漏えい評価手法と、瞬時漏えい評価試験より得られた連続的な漏えい率－横ずれ変位関係から漏えい率を推定すると、いずれの衝突事象においても、キャスク密封部に有為な漏えいは無く、密封性能が維持されることを確認した。

参考文献

- 1) E. h. mult and J. Eibl, "Airplane Impact on Nuclear Power plants", SMiRT 17, Paper # J03-6, Prague, Czech Republic, Aug., 2003
- 2) J. D. Riera, R. Rios, and I. Iturrioz, "Determination of the Load-carrying Capacity of a Reinforced Concrete Shell Subjected to Impact Loading", SMiRT 17, Paper # J04-4, Prague, Czech Republic, Aug., 2003
- 3) B. Droste, H. Völzke, G. Wieser and L. Qiao, "Safety margins of spent fuel transport and storage casks considering aircraft crash impacts," RAMTRANS, Vol. 13, No. 3-4, pp. 313-316, 2002
- 4) G. Wieser, L. Qiao, H. Volzke, D. Wolff and B. Droste, "Safety analysis of casks under extreme impact conditions", PATRAM 2004, Paper # 208, Berlin, Germany, Sept., 2004
- 5) G. Wieser and L. Qiao, "FEM simulation of extreme thermal and mechanical accident loads on screwed spent fuel cask lid structures", 2006 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Vancouver, BC, Canada, July., 2006
- 6) B. R. Thomauske, "Realization of the German concept for interim storage of spent nuclear fuel -Current situation and prospects- ", WM'03 Conference, Tucson, AZ, USA, 2003
- 7) (財)原子力発電技術機構：平成 14 年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（金属キャスク貯蔵技術確証試験）報告書, 2003.3
- 8) (独)原子力安全基盤機構：平成 15 年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（金属キャスク貯蔵施設安全評価報告書）最終報告, 2004.6
- 9) (独)原子力安全基盤機構：平成 16 年度 金属キャスク貯蔵施設安全評価 報告書 最終報告, 2006.1
- 10) 竹田，他：金属キャスク落下時瞬時漏えい評価－実物大金属キャスク落下試験－，電力中央研究所報告：N06004, 2006.12
- 11) 影山，他：金属キャスク落下時瞬時漏えい評価－取扱中の事故事象に対する数値解析による密封性能評価－，電力中央研究所報告：N06005, 2006.12
- 12) 伊藤，他：使用済燃料輸送・貯蔵キャスクの長期密封性能試験，日本原子力学会和文論文誌 Vol.2, No.2, pp.158-162, 2003
- 13) 日本原燃株式会社，"航空機の衝撃荷重に対するガラス固化体輸送容器の健全性について", 1996.2.
- 14) Boeing 747 Family: Technical, <http://www.boeing.com/commercial/747family/technical.html>
- 15) Aviation Week & Space Technology, Jan., 2000
- 16) Degen P.P., "Perforation of reinforced concrete slabs by rigid missiles, Journal of the Structural Division, Proceedings of ASCE, Vol.106. No.ST7, July, 1980.
- 17) P. Barr, "Guidelines for the Design and Assessment of Concrete Structures subjected to Impact", Wigshaw Lane, Culcheth Cheshire, WA3 4NE, May 1990
- 18) IAEA SAFETY STANDARDS SERIES No. TS-R-1, pp108-109, 2005
- 19) CINDAS/USAF CRD Purdue Univ., Aerospace Structural Metals Handbook, Vol.4, Code 4103, 1995
- 20) CINDAS/USAF CRD Purdue Univ., Aerospace Structural Metals Handbook, Vol.4, Code 3707, 2000
- 21) 日本航空技術協会，ジェット・エンジン（構造），航空工学講座[7], 2003.3
- 22) 加藤，他：キャスク密封部における接面漏洩評価法の提案，電力中央研究所報告：U01006, 2001.7
- 23) 株式会社日本総合研究所，LS-DYNA ver970 USER'S MANUAL Volume II, 2003.12

(2008 年 9 月 18 日受付)