

安全解析等に関するコメントへの回答
MONJU-F 型核燃料輸送物

令和6年2月8日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
1	経年変化	<p>F.1 項において、経年変化考慮に係る前提条件（輸送回数、輸送期間...等）を明示すること。</p> <p>また、前提条件の保守性についても説明すること。</p>	<p>以下のとおり、F.1 項に経年変化の考慮に係る前提条件（使用予定期間中の輸送回数、輸送期間等）を追記しました。</p> <p>「輸送容器の使用予定期間 60 年のうち、収納物が輸送容器に収納されている期間は、1 回の輸送において最長 2 ヶ月、30 回を想定しており、最大で 60 ヶ月（5 年）程度であるため、使用予定期間の大半を保管管理の期間が占める。このため、経年変化の考慮においては、収納物が輸送容器に収納された期間を基に評価を実施する。なお、<input type="text"/>の化学評価については、使用予定期間 60 年を基に評価を実施する。」</p> <p>使用条件の保守性については、使用予定回数に含まれています。現在、<input type="text"/></p> <p><input type="text"/></p> <p><input type="text"/></p> <p><input type="text"/>当該輸送容器を使用する予定です。このため、全 12 基の輸送容器を用いて、<input type="text"/>の輸送を想定しています。</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
			また、本輸送容器は、製作後、30回の使用予定としており、これまでに新燃料集合体の輸送に1.6回使用実績があります。残りの使用回数は1.4回になりますが、今後予定している使用回数 <input type="text"/> であるため、使用予定回数には十分な保守性があります。	
2	経年変化	F.2 項において、セルフオリエンテーションガイド、ローラを経年変化不要と評価を行っているが、定期的に交換等の保守作業を行っていないのであれば、経年変化評価の対象に含めるべきではないか。 なお、当該部品が輸送容器の安全機能に寄与しない場合はその限りではない。	セルフオリエンテーションガイド及びローラは、燃料ホルダに燃料集合体を収納する際の集合体の位置決めを自動的に行うための部品であるため、当該部品は輸送時における安全機能を有していません。このため、当該記載については削除します。	
3	経年変化	F.2 項が全体的に、「経年変化で考慮する経年変化はない」の文言でまとめられているが、「技術上の基準に適合していることを確認する上で、●●による経年変化の影響を考慮する必要はない。」との記載に統一すること。	F.2 項について、「技術上の基準に適合していることを確認する上で、●●による経年変化の影響を考慮する必要はない。」の記載に統一します。	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
4	経年変化	<p>□の熱による経年変化の考慮の必要性の評価において、全体質量の□の水分放出とはいえ、放出された水分のうち、水素が占める質量の割合は大きいため、遮へい性能に影響を与えることが懸念される。</p> <p>□の水分放出が起こっても問題ない旨の補足説明を追加すること。</p>	<p>□に含有する水分が放出し質量減損が□となった場合の遮へい性能への影響を確認するため遮へい解析を行った。解析の結果、核燃料輸送物表面での最大線量当量率の増加は約 1.4 %と微小であり、現行 SAR の記載値に影響を及ぼさないことを確認しました。(添付の「コメント No. 4 への回答補足説明資料」を参照)。また、当該評価結果について、以下の通り F. 2 項の(1)熱的評価に追記しました。</p> <p>「・・・□の質量減損は、□と微小であり、しゃへい評価における通常輸送時の核燃料輸送物表面の最大線量当量率の増加は約 1.4%であり、口章 C しゃへい解析に示す最大線量当量率の値に影響を及ぼさないことから熱的劣化を考慮する必要はない。」</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
5	経年変化	<p>□の経年変化の考慮の必要性の評価において、□の安全機能である断熱に着目した評価(熱伝導率の変化等)を記載すること。</p>	<p>一般試験条件の太陽熱放射ありの条件下における□の平均温度と、文献値を比較したところ熱伝導率の低下が見られる温度(□)よりも□の平均温度は低いことを確認しました。当該確認結果について、以下の通り F.2 項の(1)熱的評価に追記しました。</p> <p>「□中の水分放出による熱伝導率の低下については、□以降より蒸発可能水が蒸発することによる熱伝導率の低下が考えられるが、一般の試験条件下の太陽熱放射ありの条件において□全体の平均温度は□であるため、水分が蒸発することによる熱伝導率への影響はない。以上のことから、技術上の基準に適合していることを確認する上で、温度変化による経年変化の影響を考慮する必要はない。」</p>	
6	経年変化	<p>F.2 項の(3)腐食評価とあるが、「腐食」の文言が適切であるか、申請ガイド等で確認すること。</p>	<p>「核燃料物質等の工場又は事業所の外における 運搬に係る核燃料輸送物設計承認及び容器承認等に関する申請手続ガイド」を確認し、F.2 項(3)「腐食評価」を「化学評価」に修正しました。</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
7	経年変化	<p>□の化学的要因による経年変化の考慮の必要性の評価において、外径が使用期間中で、□腐食されるように読めるため、記載を適正にすること。</p> <p>また、肉厚が□減肉した場合の構造解析への影響を説明すること。</p>	<p>F.2 項の(3)化学評価 1) □において記載している浸食深さの評価について、外胴の肉厚であることを明記し、構造解析において□の減肉を加味している旨を以下の下線部の通り追記致しました。また、口章 A.6.3.3 においても、□の減肉を考慮したとしても構造解析結果に影響がない旨を追記致しました。</p> <p>F.2 (3)化学評価 1) □ <u>「使用期間中の環境下(大気中)における外胴肉厚の腐食深さは最大で□と推定されることから、外胴の□肉厚が□減肉したと想定し、口章 A.6.3.3 にて減肉による構造解析への影響を評価し、応力及び変形量の解析結果値は解析基準値に対して十分に余裕率が確保されていることを確認している。」</u></p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
			<p>ロ章 A. 6. 3. 3 また、経年変化による外胴 [] の減肉 (最大で []) を考慮した場合においても、 応力及び変形量の解析結果値が解析基準値に 対して十分に余裕率が確保されていることから、 現行の構造解析の結果に影響を与えるものでは ない。</p>	
8	経年変化	<p>F. 2 項の(4)疲労評価において、吊り上げ荷重、 繰り返し荷重による経年変化の影響は受ける として、想定される状況(回数など)、評価の 方針を示し、具体的な評価内容は、構造解析 (ロ章 A. 4. 4、A. 5. 1. 3)において示すこと。</p>	<p>F. 2(4) 疲労評価に想定する条件(繰り返し回数等)を 以下の通り(追加部分を下線部に示す)追加しました。</p> <p>「使用期間中の吊り上げ荷重については吊り上 げ回数を [] (30 回輸送× [] × [] []) と想定しロ章 A. 4. 4 にて、運搬中の 内圧変化については繰り返し回数を [] (30 回輸送× []) と想定しロ章 A. 5. 1. 3 に て疲労を評価し、それぞれ疲労による破壊は生 じないことを確認している。」</p> <p>また、具体的な評価内容については、構造解析(ロ章 A. 4. 4、A. 5. 1. 3)に記載しています。</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
9	収納物仕様	現在の収納物仕様では、製造後に長期の保管期間を経た燃料集合体は収納物仕様を満たさないことが懸念される。	収納物仕様を満たすことを確認し輸送します。	
10	密封解析	イ章において、密封境界は内容器と定義されているが、ロ章Cでは燃料要素を密封境界に設定しているように読める。密封境界を内容器と定めるならば、内容器での密封解析が必要であると考えるので検討すること。 また、想定される最大の漏えい量を製作時の気密漏えい検査基準とする保守性を説明すること。	イ章と同様にロ章Cにおいても内容器を密封境界に設定し、内容器での密封解析を行いました。密封解析の結果、内容器からの放射性物質の漏えい量は、外運搬規則及び外運搬告示に定められた放射性物質の漏えい基準値〔一般の試験条件下： A_2 値 $\times 10^{-6}$ /h 以下、特別の試験条件下： A_2 値/week 以下〕を満足することを確認しました。 また、参考文献にて示されている PuO ₂ 粉末漏えい実験の結果より内圧が高くなるにつれて粉末の漏えい量が減る傾向にあることから、保守側に内外圧差の少ない気密漏えい検査における漏えい量にて評価をしております。	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
11	構造解析 熱解析	当該輸送容器は、BU型輸送容器であるため、構造解析及び熱解析の必要な項目において、-40℃～38℃の温度変化が生じることを想定し問題がないことを確認した記載を該当箇所を追記すること。(例えば、尚書きでA5.1.4に温度変化による破損、亀裂は生じないこと、B4.4に温度変化による内圧の増加でも問題がない等)	<p>構造解析及び熱解析の該当箇所について以下の通り追記しました。</p> <p>A. 5. 1. 2 「また、運搬中に予想される周囲の温度の変化(-40℃～38℃)を考慮しても同一部材の温度幅に変化はなく、温度差は一定であることから熱応力により破損することはない。」</p> <p>B. 4. 4 「運搬中に予想される周囲の温度の変化(-40℃～38℃)を考慮し、外気を最低温度の-40℃とした場合の圧力は <input type="text"/> となるが、これらの圧力は、(㊦)章 A. 5. 1. 3 応力計算において計算に用いている設計圧力 196.1 (kPa G) に包絡されるので、内容器の強度は保たれる。」</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
12	構造解析	<p>A4.7 項の振動においては、運搬車両から受ける振動数と輸送容器の固有振動数とで、共振曲線図（振動数比に対する共振倍率をプロットした図）から共振作用による振動の増幅について評価し、輸送物に与える影響の有無を記載すること。</p>	<p>輸送容器の固有振動数は 20Hz であり、積載車両の荷台で受ける振動数域は大部分 0~10Hz であることから共振は発生しません。また、共振曲線図（「実用機械振動学 國枝正春著」から抜粋）を用いて保守側に振動の減衰を考慮しない場合の共振による振動増倍を見ると、<input type="text"/>の増幅があることになるが、この増幅を考慮したとしても A.5.4 積み重ね試験において、5 倍の荷重が容器にかかったとしても容器が破損しないことを確認していることから、振動の増倍を加味しても容器の破損、亀裂が生じる恐れはありません。以上の考え方を以下の通り SAR に反映致しました。</p> <p>「また、本核燃料輸送物の固有振動数を約 20 Hz、積載車両の荷台で受ける振動数を 10 Hz とし、保守的に減衰を考慮しない場合では、<input type="text"/>の荷重の増幅を共振曲線図により確認している。輸送中に想定される荷重にこの増倍を加味したとしても(四)章 A.5.4 において負荷される荷重と比べて十分に小さいことから、外部振動が本核燃料輸送物の健全性に与える影響は無い。」</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
13	構造解析	A4.6 項について、当該項目は外圧が法令に定める規定値まで低下した場合に密封性能に影響がないことの記載とすること。	<p>外運搬規則において求められている基準に従い、「大気圧が 60kPa abs. まで降下しても、内容器各部分は破損することはない」を「(p)章 A.6.1.1 垂直落下において特別の試験条件下の 9m 上部垂直落下時に内容器の蓋ボルトが受ける引張応力 [] によるボルトの伸び ([])、内圧 [] G により内容器の蓋に作用する圧力及び燃料集合体等の衝撃力により内容器の蓋に作用する圧力 [] による蓋のたわみ ([]) を求めており、蓋ボルト締付時の Oリングのつぶし代 ([]) より小さく、密封性が保たれることを確認しているので、大気圧が 60kPa abs. まで降下しても、放射性物質の漏えいが生じることはない」に修正しました。</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
14	構造解析	燃料ホルダ及び関係部品について、原型試験で当該部品の健全性を確認しているとのことだが、原型試験の結果を安全解析書の本文中に引用し、健全性が維持される旨の記載の追加を検討すること。	D.3.1 解析モデル及びE.3.1 解析モデルに、原型容器試験結果より試験後も燃料集合体ホルダは燃料集合体を保持し、核燃料輸送物の構造的な健全性が維持されている旨追記しました。また、A.6.1 強度試験・落下試験 I (9 m 落下時) の A.6.1.5 結果の要約に原型容器試験の結果より外容器の変形量及び衝撃加速度倍率に試験結果と解析結果との間で有意差が見られず、核燃料輸送物の構造的な健全性が維持されている旨追記しました。	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
15	構造解析	<p>6.1.4 項の傾斜落下において、二次衝撃について言及されているが、具体的な評価が記載されていない。二次衝撃を考慮した評価であることの具体的な記載について検討すること。</p>	<p>当該箇所の記載について、以下のとおり下線部を追加します。</p> <p>「傾斜落下においては、落下エネルギーの一部が回転エネルギーとして消費される。この回転エネルギーによる二次衝撃が、<u>「日本原子力学会標準 使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査基準：2013 付属書 BL (参考) 傾斜落下評価の考え方」の「BL.3 評価方法」</u>で示されている参考文献を参考にして、保守側に 9 m 落下時の落下エネルギーの <input type="text"/> のエネルギーとして核燃料輸送物に作用すると仮定しても、降伏応力等に対する裕度が十分に確保されており、・・・」</p> <p>なお、二次衝撃に係る評価の考え方については、「別紙コメント No. 15 への回答」に示すとおりです。</p>	

MONJU-F 型核燃料輸送物の設計承認申請に係る原子力規制庁からのコメントとその回答

No.	項目	コメント内容	回答	備考
16	熱解析	法令で求められている日陰時(太陽輻射がない状態)の周囲温度 38℃において、輸送容器表面の温度が、近接可能な温度(85℃以下)であることの記載とすること。	B.1.5 結果に一般の試験条件下(周囲温度 38℃、日陰)の条件において輸送容器表面の温度が許容基準の 85℃を超えない旨追記しました。	
17	臨界解析	臨界解析では、Pu-fissile 率が <input type="text"/> になるように解析条件が設定されているが、臨界安全の観点から偶数核種の下限值を設定するべきではないか。 もしくは、現在の解析条件の設定が収納物仕様として最も反応度が高くなる条件であり、基準を十分満たしているということであるのならばその旨を記載すること。	組成が明らかであり、(イ)-D 輸送容器の収納物において収納物-I 及び収納物-II の Pu-fissile 率を <input type="text"/> 以下と定めているため、逆算すると fissile 以外の Pu (Pu238、Pu240、Pu242) が <input type="text"/> より多く含有されることとなり下限値が設定されます。	
18	共通	他申請者の記載を確認し、他申請者に倣った記載とすること。	日本原子力研究開発機構 大洗研究所 (JMHL-78Y15T 型輸送容器、令和 5 年 12 月 22 日申請)及び原子燃料工業株式会社 (NFI-V 型輸送容器、令和 5 年 8 月 7 日申請) の公開資料を確認し、横並び取った記載に修正しました。	

(コメント No. 4)

□の熱による経年変化の考慮の必要性の評価において、全体質量の□程度の水分放出とはいえ、放出された水分のうち、水素が占める質量の割合は大きいため、遮へい性能に影響を与えることが懸念される。□の水分放出が起こっても問題ない旨の補足説明を追加するこ

(回答)

1. □の含有する水分放出に伴う質量減損

□の充填空間は密閉空間であるため、□から放出された水蒸気は系内で飽和して□の分解反応は平衡に達するが、保守的に□の分解反応が平衡とならずに発生した水蒸気が全て□の質量減損に寄与する環境を想定すると、質量減損率は劣化パラメータにより次式で表される。

$$\Delta w = \square \quad 1)$$

ここで、

Δw : □の質量減損率(%)

E_p : 劣化パラメータ

T : □温度(K)

t : □加熱時間(h)

経年変化を評価する際の温度については、□には温度分布があるが、安全側に□全体が一般の試験条件下の太陽熱放射ありの条件の最高温度□であると
し、また、加熱時間については、評価期間である60年間において予定する輸送回数30回、1回当たりの使用期間2ヶ月を考慮して質量減損率を算出する。

上記を基に算出すると、評価期間経過後の劣化パラメータは約□、質量減損率は□となり、□の質量減損は□未満であり微小である。

1) 「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」

独立行政法人 原子力安全基盤機構(財団法人 原子力発電技術機構) (平成15年3月)

2. の質量減損によるしゃへい性能への影響

中性子しゃへい材に使用する について、使用期間中に受ける熱の影響により含有する水分が放出し、 の質量減損が安全側に となった場合のしゃへい性能への影響について、しゃへい解析により確認した結果は以下のとおりである。

① 現行の安全解析書の解析モデルを使用したしゃへい解析の結果を以下に示す。

現行の安全解析書の解析モデルにおける最大線量当量率

条件	評価場所		線量当量率 (mSv/h)			
			γ線	中性子	合計	基準
通常輸送時	蓋部	表面	1.290×10^{-5}	7.412×10^{-5}	8.702×10^{-5}	2.0
		表面より1m	1.254×10^{-5}	6.405×10^{-5}	7.659×10^{-5}	0.1
	側部	表面	2.076×10^{-1}	4.631×10^{-1}	6.707×10^{-1}	2.0
		表面より1m	1.960×10^{-2}	3.723×10^{-2}	5.683×10^{-2}	0.1
	底部	表面	3.216×10^{-5}	1.712×10^{-4}	2.034×10^{-4}	2.0
		表面より1m	1.818×10^{-5}	9.042×10^{-5}	1.086×10^{-4}	0.1

② 熱の影響により含有する水分が放出して の質量減損が安全側に となったものとしてしゃへい解析を実施した。なお、質量減損分がすべて含有する水分の放出によるものとして の核種毎の原子個数密度を再計算し、現行の安全解析書と同様の解析手法にて実施した。解析結果を以下に示す。

含有する水分の放出により が 質量減損した場合の最大線量当量率

条件	評価場所		線量当量率 (mSv/h)			
			γ線	中性子	合計	基準
通常輸送時	蓋部	表面	1.298×10^{-5}	7.530×10^{-5}	8.828×10^{-5}	2.0
		表面より1m	1.261×10^{-5}	6.518×10^{-5}	7.779×10^{-5}	0.1
	側部	表面	2.086×10^{-1}	4.714×10^{-1}	6.800×10^{-1}	2.0
		表面より1m	1.969×10^{-2}	3.788×10^{-2}	5.757×10^{-2}	0.1
	底部	表面	3.233×10^{-5}	1.729×10^{-4}	2.053×10^{-4}	2.0
		表面より1m	1.829×10^{-5}	9.188×10^{-5}	1.102×10^{-4}	0.1

③上記①、②に示すとおり の質量減損によるしゃへい性能への影響は微小である。線量当量率が最大となる側部の表面における線量当量率の上昇は 9.3×10^{-3} mSv/h (6.707×10^{-1} mSv/h \rightarrow 6.800×10^{-1} mSv/h、約1.4 %上昇) であり、切上げ処理を行っている現行SARの記載値 (6.8×10^{-1} mSv/h) に影響を及ぼさないことから、しゃへい評価に影響を与えるものではない。

以上

(コメント No. 15)

6.1.4 項の傾斜落下において、二次衝撃について言及されているが、具体的な評価が記載されていない。二次衝撃を考慮した評価であることの具体的な記載について検討すること。

(回答)

水平落下に近い傾斜落下での二次衝撃による衝突速度は、「日本原子力学会標準 使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査基準：2013 付属書 BL (参考) 傾斜落下評価の考え方」の「BL.3 評価方法」で示されている参考文献(3)から、9 m 水平落下時のおおよそ [] になると考えられる。この時のエネルギーは、運動エネルギーの公式 (運動エネルギー(K) = $1/2 \times m \times v^2$ ここで、m:質量、v:速度) より、9 m 水平落下時の落下エネルギーのおおよそ [] になると考えられる。この二次衝撃が、仮に、輸送容器の一次衝撃側の反対側に起こるものとした時に、安全解析書(ロ)-A-111 頁に示した水平落下時の脚座のない方向からの落下における外容器に係る変形量と吸収エネルギーの関係から、その変形量を求めるとおおよそ [] と計算される。この変形量は、外容器の厚さ [] より小さく、変形が輸送容器の密封境界である内容容器に達しないことから、密封健全性に問題ないと考えます。

また、ほぼ同じ時間(Δt)の間に衝突速度がおおよそ [] となることから、この時の加速度もおおよそ [] であるものと考えられる。このことから、発生する応力についても、応力と加速度の関係式 (安全解析書(ロ)-A-117~123 頁) から、おおよそ [] になると考えられる。よって、輸送容器の密封境界を形成している内容容器蓋、内容容器内胴に係る応力を [] すると、それぞれ約 []、[] と計算され、それぞれの許容応力 []、[] に対する余裕は十分あり密封健全性に問題ないと考えます。

なお、今回のコメントを受けて、「6.1.4 傾斜落下」((ロ)-A-129 頁)における当該箇所の記載について、以下のとおり下線部を加筆します。

「傾斜落下においては、落下エネルギーの一部が回転エネルギーとして消費される。この回転エネルギーによる二次衝突速度は、「日本原子力学会標準 使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査基準：2013 付属書 BL (参考) 傾斜落下評価の考え方」の「BL.3 評価方法」で示されている参考文献から、9 m 水平落下時のおおよそ [] になると考えられ、9 m 水平落下時のおおよそ [] の落下エネルギーを持つ二次衝撃として核燃料輸送物に作用すると仮定しても、降伏応力等に対する裕度が十分に確保されており、・・・」

以上

AESJ-SC-F006:2013



日本原子力学会標準

使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物 輸送容器の安全設計及び検査基準：2013

日本原子力研究開発機構



a 19100055912 a
19100055912

附属書 BL

(参考)

傾斜落下評価の考え方

序文

この附属書は、本体に関連する事柄を説明するものであり、規定の一部ではない。

自由落下試験においては、輸送物に最大の破損を及ぼすような落下姿勢で落下させるように輸送法令は規定している。通常安全設計では垂直、水平及びコーナー落下の3姿勢で評価するが、輸送容器の形状によっては、水平落下に近い傾斜落下の二次衝撃の方が厳しい場合もある。この附属書では、この傾斜落下に関する知見を示す。

BL.1 二次衝撃を評価する必要がある輸送物

傾斜落下においては、図 BL.1 に示すように、最初に衝突する側である一次衝撃側の緩衝体に変形し始めると、輸送物は水平状態になろうと回転を起こし、他方の緩衝体が接地し二次衝撃が始まる。二次衝撃側には、この回転運動が加わるため衝突速度が増加する。さらに一次衝撃側のリバウンドエネルギーが加わるため、二次衝撃側が吸収すべきエネルギーが一次衝撃側より大きくなる場合がある。したがって、回転運動及び一次衝撃側のリバウンドエネルギーの観点より、IAEA 輸送規則助言文書 (TS-G-1.1) 702.2 項においては、傾斜落下を評価すべき輸送物として次の条件を課している。

- 直径に対する長さの比(細長比)が5以上の細長い輸送物。ただし、場合によっては2のように小さいこともある。
- 9 m 落下後に大きくリバウンドする大型容器
- 剛性が高く細長く特に横方向衝撃に弱い収納物を輸送する容器

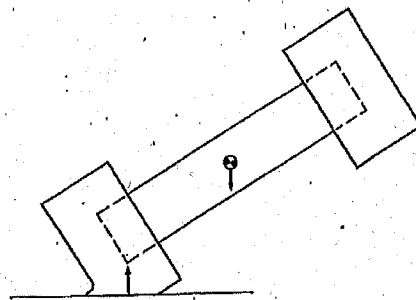


図 BL.1—傾斜落下における一次衝突時の輸送物姿勢

BL.2 傾斜落下評価例

佐々木ら⁽¹⁾は細長比が4の輸送物モデルに対して試験と動的解析の両面から水平落下に近い傾斜落下を評価した。動的解析により求めた二次衝撃側の衝撃加速度と傾斜落下角度との関係を図 BL.2 に、容器胴中央の軸方向ひずみと傾斜落下角度との関係を図 BL.3 に引

用するが、これらの図より次のような結論を報告している。

- 二次衝撃側の衝撃加速度は $5^{\circ} \sim 20^{\circ}$ の傾斜落下の方が水平落下より大きくなった。
- 容器胴に発生するひずみは傾斜落下よりも水平落下の方が大きくなった。
- 容器本体の安全評価の観点からは、傾斜落下よりも水平落下の方が厳しい落下姿勢である。

本評価例及び IAEA 輸送規則助言文書 (TS-G-1.1) から、細長比が 5 以下の輸送物は自由落下試験において傾斜落下を評価する必要はないと考えられる。

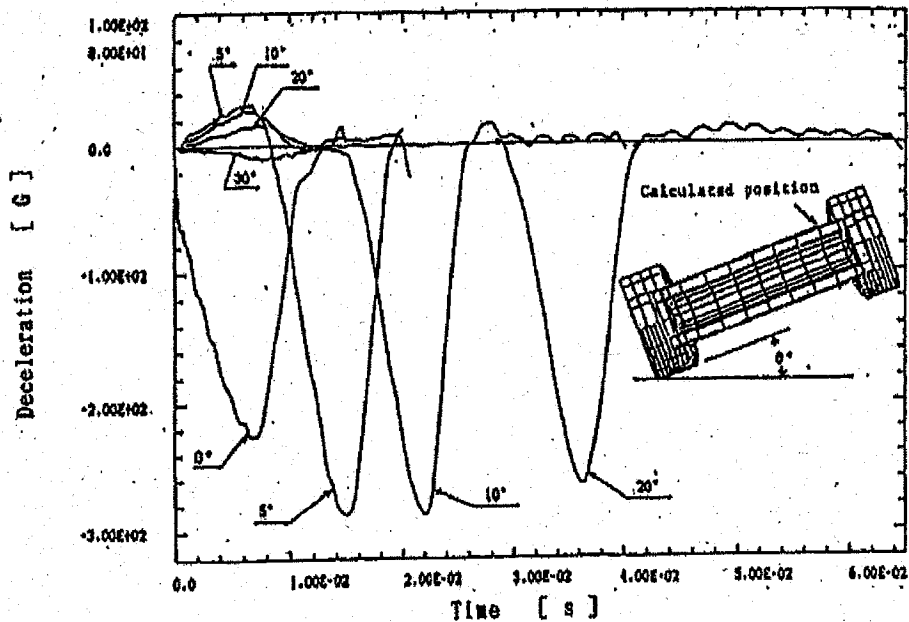


図 BL.2—二次衝撃側衝撃加速度と傾斜落下角度との関係

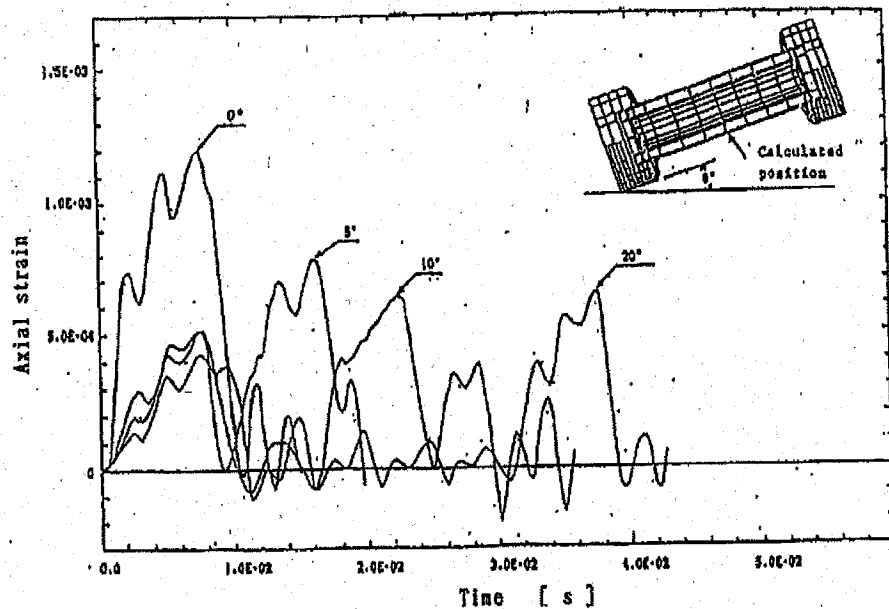


図 BL.3—容器胴中央の軸方向ひずみと傾斜落下角度との関係

BL.3 評価方法

参考文献⁽²⁾には、傾斜落下時の一次衝撃側の吸収エネルギーの計算式を示し、二次衝撃側が残りの落下エネルギーを吸収するとして評価する方法が記載されている。また、参考文献⁽³⁾には、傾斜落下における二次衝撃時の衝突速度及び残余エネルギーの計算式を示している。これらを参考に、長尺輸送物に対する二次衝撃側の評価を行えばよい。

参考文献

- (1) T.Sasaki, Y.Kanae, T.Shirakura, "*The Effect of Secondary Impact on a Spent Fuel Shipping Cask Subjected to Slant-Angle Drop Tests*", The 9th International Symposium on the Packaging, and Transportation of Radioactive Materials (PATRAM '89), Washington, DC, USA, June 11-16, Vol.3, (1989).
- (2) 幾島毅, 浅田和雄, "放射性物質輸送容器の衝突解析用簡易計算コードの開発 (I) 緩衝体付き輸送容器衝突計算コード CRUSH", 日本原子力学会誌, 33[4], 381-390 (1991).
- (3) T.Quercetti, V.Ballheimer, G.Wieser, "*Analytical, Numerical and Experimental Investigations on the Impact Behaviour of Packagings for the Transport of Radioactive Material under Slap Down Conditions*", 13th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM 2001), Chicago, IL, September 3-7, (2001).

Analytical, Numerical and Experimental Investigations on the Impact Behaviour of Packagings for the Transport of Radioactive Material under Slap Down Conditions

T. Quercetti, V. Ballheimer, G. Wieser

Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)
12200 Berlin, Germany

ABSTRACT

This paper describes a methodical way to find critical drop angles or better a range of drop angles for oblique drops of a packages used for the transport of radioactive materials.

INTRODUCTION

Concerning approval design tests the IAEA regulations for the safe transport of radioactive materials specify 9 m drop tests onto an unyielding target to evaluate the packaging response to mechanical tests demonstrating the safety under accident conditions. The orientation of the packaging, i. e. point and angle of impact in the drop test must be chosen in a manner that maximum damage occurs with regard to the safety criteria. The safety criteria are in particular the leak tightness of the lid closure system, the integrity of the containment components (body, lids, lid screws) and the subcriticality of the fissile contents. For most packages the worst case is not a single event, represented by one drop test. The worst case for the safety criteria integrity of the container body must not be automatically the worst case for the criteria of leak tightness, etc. For this reason most package drop tests may consist of a series of tests at various orientations so that every safety relevant components suffers maximum damage. Possible orientations are the horizontal, the vertical, the corner and the oblique drop.

The oblique drop, subject of this paper, do not impact the target with the container centre of gravity directly above the point of impact like in a corner drop, so that after a primary impact of one container head, the container is set into rotation. This causes a second impact onto the other end of the container with an impact velocity possibly much higher than the velocity reached from the free drop of 9 meters.

In order to evaluate on the different safety criteria, one of the difficulties is to evaluate the effects of slap down impacts depending on the chosen angle. To solve this problem, BAM had undertaken an analytical analysis of the slap down kinematics. We assumed that the package behaves like a rigid body, and looked at four borderline cases of impact conditions, an ideal elastic or plastic impact, with friction (perfectly rough impact) or without friction (perfectly smooth impact) between container and target during primary impact. In two cases we didn't find closed analytical formulas but got numerical solutions using the software program MATHEMATICA. The derivation of our solutions for the different borderline cases were discussed in detail in the next chapter. After that we will present our finite element calculations and some experimental results with the aim to check our analytical solutions. Based on these analysis we are able now to define much more precisely worse case drop angle which should be used to get high structure loading in a real drop test or in a numerical three-dimensional drop simulation.

ANALYTICAL MODEL

The analytical model describes the impact of an uniform rigid rod of length l , mass m , and moment of inertia about the mass centre S of $\theta_s = (m l^2)/12$ on a rigid, horizontal plane, as shown in Figure 1.

The x-axis is chosen tangential, the z-axis normal to the contact surface in the contact point L. It is presupposed, that the model copies in a good estimation the rigid body characteristic of a real container (see *Experimental Results*).

The rod impacts at first the rigid target with its left end L under the impact angle φ_0 with the velocity $\vec{v}_s = \{\dot{x}_s, \dot{z}_s\}$. After this impact the mass centre S has the final linear velocity $\vec{v}_s = \{\dot{x}_s, \dot{z}_s\}$ and the final angular velocity ω_2 .

Further the rod executes a plane motion in the gravity field, described with the velocity of mass center S $\vec{v}_s(t) = \{\dot{x}_s, \dot{z}_s\}$ and the angular velocity $\omega(t)$ about S since it impacts a second time with its right end R. This second impact the so-called slap-down impact.

During the primary impact, at the time $t = t_0$ the principle of linear and angular momentum provides the relations

$$I_x = m(\dot{x}_{s_1} - \dot{x}_{s_0}) \quad (1)$$

$$I_z = m(\dot{z}_{s_1} - \dot{z}_{s_0}) \quad (2)$$

$$\theta_s(\omega_2 - \omega_0) = I_x x_s - I_z z_s = I_x \frac{l}{2} \cos \varphi_0 - I_z \frac{l}{2} \sin \varphi_0 \quad (3)$$

where I_x is the normal and I_z the tangential impulse, produced by the collision ([1], [2]). The initial conditions for an IABA 9 m drop at time $t = t_0$ are

$$\omega_0 = 0, \dot{x}_{s_0} = 0, \dot{z}_{s_0} = -v_0,$$

where v_0 is the initial impact velocity and ω_0 the initial angular velocity.

The velocity $\vec{v}_l = \{\dot{x}_l, \dot{z}_l\}$ of the rod's left end L is given in general form, with $\omega = -\dot{\varphi}$ by the equations

$$\dot{x}_l = \dot{x}_s - \omega z_s = \dot{x}_s - \omega \frac{l}{2} \sin \varphi; \quad \dot{z}_l = \dot{z}_s + \omega x_s = \dot{z}_s + \omega \frac{l}{2} \cos \varphi. \quad (4)$$

Using the coefficient of restitution k as defined in [3], as ratio of final to initial normal velocity in point L, this component of the velocity after the first impact can be expressed by the formula

$$\dot{z}_{l_2} = -k \dot{z}_{l_0}, \quad (5)$$

where \dot{z}_{l_0} is the z-component of the velocity of point L before the first impact and \dot{z}_{l_2} after the first impact, at time $t = t_2$. The coefficient of restitution k describes the degree of plasticity of the collision. The impact is perfectly plastic for $k = 0$, partially elastic for $0 < k < 1$ and perfectly elastic for $k = 1$.

The normal velocity of mass centre \dot{z}_{s_2} at time $t = t_2$, using equation (4) and (5) is now given by

$$\dot{z}_{s_2} = k v_0 - \omega_2 \frac{l}{2} \cos \varphi_0.$$

If the impact is frictionless -perfectly smooth [1]- the impulse has only a z - component I_z , the

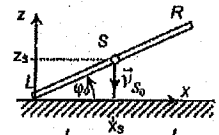


Fig. 1. Impact of a rigid bar onto a rigid horizontal plane

horizontal component is zero

$$I_x = 0$$

so that no change in the horizontal velocity of the centre mass occurs

$$\dot{x}_{S_2} = \dot{x}_{S_0} = 0$$

what means that it moves only in vertical direction, as shown in Fig 2.

If the impact is perfectly rough [1] (Fig. 3), the impulse consists of a z - component I_z and a horizontal I_x , no motion in horizontal direction can occur for point L during and after impact:

$$\dot{x}_L = 0 \Rightarrow (4) \Rightarrow \dot{x}_{S_2} = \omega_2 \frac{l}{2} \sin \varphi_0.$$

The final angular velocity ω_2 and linear velocity \dot{v}_S of mass centre S solving the equations (1) to (5) are summarised in Table 1.

	Perfectly Rough Impact	Perfectly Smooth Impact
ω_2	$\frac{3(1+k)}{2l} v_0 \cos \varphi_0$	$\frac{6(1+k)}{l(3 \cos^2 \varphi_0 + 1)} v_0 \cos \varphi_0$
\dot{x}_{S_2}	$\frac{3(1+k)}{4} v_0 \cos \varphi_0 \sin \varphi_0$	0
\dot{z}_{S_2}	$[k - \frac{3(1+k)}{4} \cos^2 \varphi_0] v_0$	$\frac{(3 \cos^2 \varphi_0 - k)}{(3 \cos^2 \varphi_0 + 1)} v_0$

Table 1. Final angular and linear velocities after first impact.

After the first impact the motion of the rod can be described by a translatory motion of the mass centre while rotating about its centre of mass in the field of gravity. The gravity force is the only working outer force during executing a plane motion. In the case of rebounding of the rod end L (restitution coefficient $k > 0$), the time at which second impact (slap down) occurs is defined by the condition for the z - co-ordinate of the right end R with

$$z_R(\tau_1) = \frac{l}{2} \cos \varphi_0 + \dot{z}_{S_2} \tau_1 - \frac{g \tau_1^2}{2} + \frac{l}{2} \sin(\varphi_0 - \omega_2 \tau_1) = 0 \quad (6)$$

where $\tau_1 = t_1 - t_2$ is the time period between first and second impact and z_R is the z - co-ordinate of the right end R. Equation (6) was solved numerical using [3]. The final linear slap down velocity of the right rod end R $\vec{v}_{R_2}(t_*) = \{\dot{x}_{R_2}, \dot{z}_{R_2}\}$, the mass centre S $\vec{v}_{S_2}(t_*) = \{\dot{x}_{S_2}, \dot{z}_{S_2}\}$ and the final angular velocity ω_2 are summarised in Table 2.

In the case of no rebound ($k = 0$) the angular velocity can be calculated directly with the law of

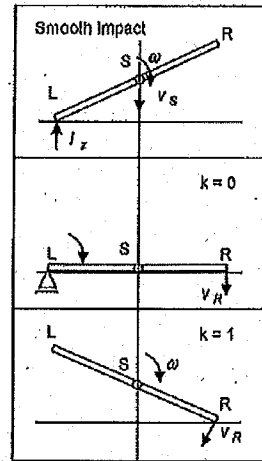


Fig. 2. Smooth impact for $k=0$ and $k=1$.

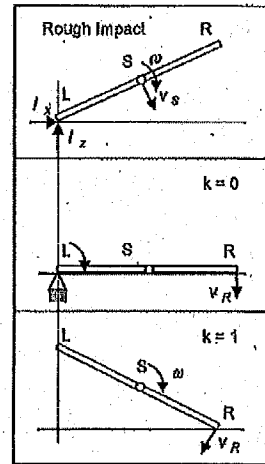


Fig. 3. Rough impact for $k=0$ and $k=1$.

conservation of energy after e.g. [2].

	$k > 0$	$k = 0$	
	Rough/ Smooth Impact	Rough Impact	Smooth Impact
ω_1	ω_2	$\sqrt{\omega_2^2 + \frac{3g}{l} \sin \varphi_0}$	$\frac{1}{2} \sqrt{(3 \cos^2 \varphi_0 + 1) \omega_2^2 + \frac{12g}{l} \sin \varphi_0}$
\dot{x}_{S1}	\dot{x}_{S2}	0	0
\dot{z}_{S1}	$\dot{z}_{S2} - g\tau_1$	$-\omega_1 \frac{l}{2}$	$-\omega_1 \frac{l}{2}$
\dot{x}_{R1}	$\dot{x}_{S1} + \omega_1 \frac{l}{2} \sin(\varphi_0 - \omega_1 \tau_1)$	0	0
\dot{z}_{R1}	$\dot{z}_{S1} - \omega_1 \frac{l}{2} \cos(\varphi_0 - \omega_1 \tau_1)$	$-\omega_1 l$	$-\omega_1 l$

Table 2. Equations governing the linear and angular velocity at time t_1 of the Slap-Down Impact.

RESULTS FROM ANALYTICAL CALCULATION

The equations governing the linear and angular velocity of the slap-down impact end R, were evaluated for the borderlines perfectly smooth impact and perfectly rough impact each with $k = 0$ and $k = 1$ (see Table 1). The numerical calculation was carried out with an initial velocity v_0 of 13.3 m/s resulting from a 9 m drop and a rod length l of 4750 mm varying the impact angle.

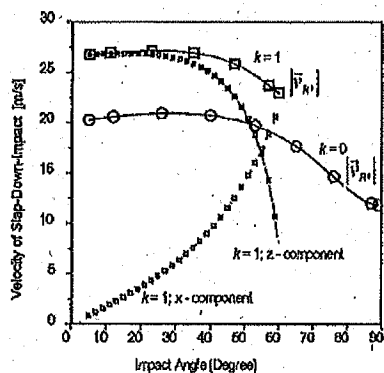


Fig. 4. Perfectly smooth impact. Calculated velocity components and magnitude of the slap down impact for a rod with length 4750 mm.

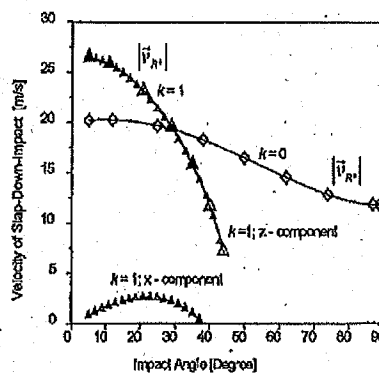


Fig. 5. Perfectly rough Impact. Calculated velocity components and magnitude of the slap down impact for a rod with length 4750 mm.

The length is related to a cask for transport of fresh fuels, ANF-10, with that BAM had carried out a 9 m drop test with an impact angle of 15 degree [5]. The variation of lengths between 2 m and 6 m didn't show worth mentioning differences in kinematic results, so that the presented results for $l = 4750$ mm are representative for the mentioned range.

Figures 4 and 5 show the magnitude $|\vec{v}_{R^*}(t_*)|$ (in the following text v_{R^*}) the horizontal component \dot{x}_{R^*} and vertical component \dot{z}_{R^*} of the slap down velocity of end R for smooth and rough impact depending on impact angle. From reason of presentation, the velocity components in the Figures 4 and 5 are shown as absolute values. But the direction can easily be seen in Figures 2 and 3.

The case of a smooth and perfectly elastic impact causes naturally a much higher v_{R^*} than a perfectly plastic impact (Fig. 4) and for both cases a significantly higher velocity than the initial velocity 13,3 m/s resulting from the 9 m drop height. In a wide range between 5° and 45° v_{R^*} for $k=0$ and $k=1$ isn't much changing.

The rough impact (Fig. 5) shows a relative sharp decline of v_{R^*} for $k=1$ and an increasing impact angle. For $k=0$ v_{R^*} has up to 25° only a slight decrease in magnitude and then for angles greater 25° the decreasing gets significant.

Regarding the results of the four borderlines, the comparison between the velocities (Fig. 7) shows, that

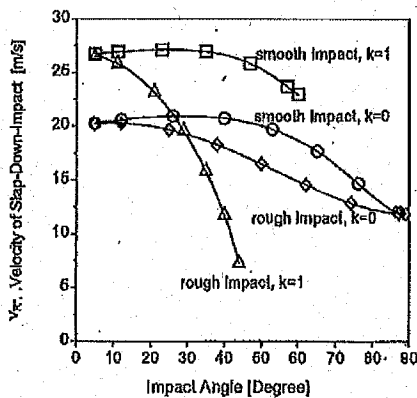


Fig. 7. Comparison between smooth and rough impact. Magnitudes of the slap-down velocities.

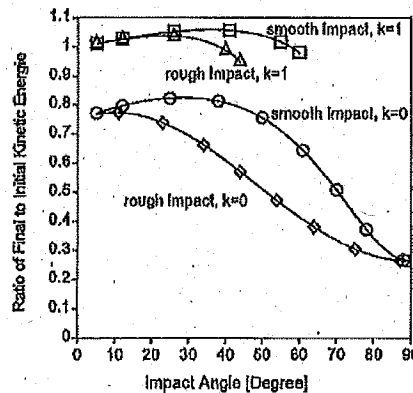


Fig. 8. Comparison between smooth and rough impact. Ratio of final to initial kinetic energy.

the perfectly elastic, smooth impact yields the highest impact velocity. The maximum velocity isn't much changing in a wide band of impact angle except the rough impact with $k=1$.

Figure 8 shows the ratio of final to initial kinetic energy depending from impact angle. In the case of impacts with $k=1$ and impact angles up to nearly 40 degree, the ratio is in a range between 1 and 1.05. The reason is, that the second impact has additional energy from the rotation of mass center S from its elevated position. Also we see, that as well in a perfectly plastic impact ($k=0$) and impact angles up to 30 degree the kinetic energy remained for slap down is 70 % - 80 % of the initial kinetic energy.

FINITE ELEMENT CALCULATION

The finite element calculation was used to check our analytical models and for further investigations in the structure dynamics of slap down impacts (see [5]). The calculations by varying the impact angle were carried out with ABAQUS/EXPLICIT [6].

Corresponding to the analytical model the rod in the FE calculation was defined as RIGID BODY [6] (modelled by HEX8 elements) with a length of 4750 mm. The target was modelled as rigid. Due to the rigid body definition only the perfect elastic smooth and rough impacts could be simulated directly. The results show a very good conformity with those obtained from the analytical model. *Figure 9* shows for example the slap down velocities for the smooth impact in comparison between FE calculation and analytical calculation. The small difference between the curves is caused by the cross section of 10 mm x 10 mm used for the rod in the FE calculation. A cross section going to zero would match the thin rod in the analytical model and would cause in two identical curves.

Other cross sections used in the FE calculation like for ex. 500 mm x 600 mm, according to the outer dimensions of the container ANF-10 [7] showed little differences in results up to 40 degree impact angle. Beyond 40 degree the decrease is higher.

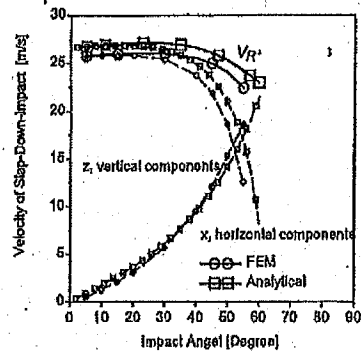


Fig.9. Comparison of analytical results with results obtained from FE calculation for perfectly elastic smooth impact.

COMPARISON BETWEEN EXPERIMENTAL AND ANALYTICAL RESULTS

The experimental data to compare with calculations is obtained from drop tests with various casks onto a rigid target from a height of 9 m. The impact angle in each drop was 15°. The casks considered have lengths between 4500 mm and 5500 mm and masses between 315 kg and 20950 kg. The cross section dimensions are small in relation to their length.

Figure 10 e.g. shows a CASTOR VHLW equipped with shock absorbers after the 9 m, declined drop test. The shock absorber of the one end which hits first is less damaged than the opposite end slapped down on the impact target.

The other drop test we compared were performed with different types of new package designs for the transport of fresh fuel called ESBB, ANF-10 and ANF-18. The design of the packages and the drop tests are described in [7], [8] and [9].

The sequence of a typical slap down impact is shown in *Fig.11* at the example ANF-18. The package was dropped from a height of 9 m in a 15° declined position. In *Fig.12* we see the corresponding and in principle for the most slap down impacts typical accelerometer signals of the package first end and slap down end. The according velocity-time curves, obtained by integration are shown in *Fig.13*. The container end which hits first the target was decelerated during a few milliseconds from the initial velocity 13 m/s to zero and remains in contact with the target, while the

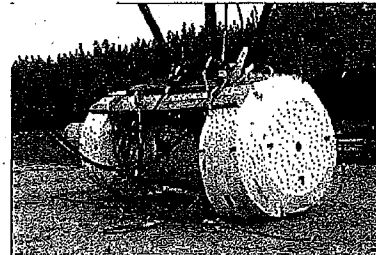


Fig.10. A CASTOR VHLW cask after the 15° declined, 9 m drop test onto a rigid target. In the foreground the higher damaged shock absorber caused by slap-down impact.



Fig. 11. ANF-18. 9 m and 15° declined drop test,
 a) Free Fall
 b) First Impact
 c) Slap-Down-Impact

opposite end accelerates from initially 13 m/s to 21 m/s in a time period of 10 milliseconds. After 60 ms at time $t = 70$ ms the casks opposite end hits with nearly 24 m/s in a slap down impact the target.

The drop tests showed that sliding between the end of the cask hitting first does not occur during the impact (see also [10]). The impacts are rough. If the impact were frictionless (smooth impact) the first end would slip out under the falling cask and the cask would rotate about its center of mass (see Fig. 2). Therefore the analytical results for the smooth impact have more a theoretical value. However the equations for the rough impact with $0 < k < 1$ are a suitable tool to describe in a good estimation the kinematic of the package in a real drop test situation. The slap-down velocities of various packages taken from deceleration measurements in 9 m and 15° degree declined drop tests are compared with the analytical results in Table 3.

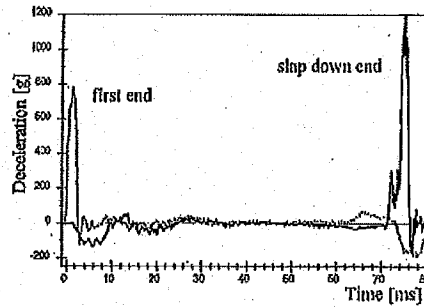


Fig. 12. ANF-18. Deceleration signals.

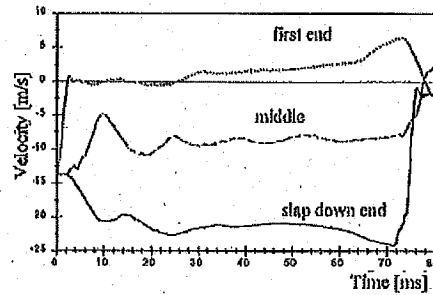


Fig. 13. ANF-18. Velocity time curve.

Cask			Experimental Results		Analytical Results
Name	Geometry	Mass m	slap-down velocity	qualitative specification of first impact	slap-down velocity
BSBB	$l = 4538 \text{ mm}; \varnothing 150 \text{ mm}$	315 kg	$\approx 25 \text{ m/s}$	rebound; $k > 0$	rough, $k = 1: 25 \text{ m/s}$
ANF-10	$l = 4725 \text{ mm}; \square 667 \text{ mm} \times 565 \text{ mm}$	1429 kg	$\approx 23 \text{ m/s}$	rebound; $k > 0$	rough, $k = 1: 25 \text{ m/s}$
ANF-18	$l = 5512 \text{ mm}; \square 960 \text{ mm} \times 792 \text{ mm}$	4466 kg	$\approx 21\text{-}24 \text{ m/s}$	rebound; $k > 0$	rough, $k = 1: 25 \text{ m/s}$
CASTOR VHLW	$l = 4486 \text{ mm}; \varnothing 1156 \text{ mm}$	20950 kg	$\approx 20 \text{ m/s}$	$k \rightarrow 0$	rough, $k = 0: 20 \text{ m/s}$

Table 3. Cask drop from a height of 9 m. Impact angle 15 degree. Comparison between experimental and analytical results.

The first impact caused a clearly rebound of the first three packagings so that for the comparison k is set to 1 in the analytic calculation. For the CASTOR VHLW cask with its impact limiter k is set to 0. The theoretical and measured slap down velocities are close together.

SUMMARY

This paper describes a methodical way to find critical drop angles or better a range of drop angles for oblique drops of a packaging used for the transport of radioactive materials. In a first step the packaging is idealised as a rigid body which can have four different borderline cases of impact contact conditions (ideal elastic or ideal plastic impact, with or without friction between container and target during primary impact). This analytical model has the benefit that parameter studies can be done easily, i.e. by changing the degree of plasticity of the collision using the coefficient of restitution k . A knowledge about the size of the contact force or the impact time is not necessary. Secondly, it is important to know the total amount of kinetic energy remained in the packaging shortly before the second impact happens. Both information, the range of useful drop angles and the remaining kinetic energy for the second impact, are important for a well-founded choice of a test drop angle or for doing a large-scaled three-dimensional numerical analysis of the structure loading in case of a slap down event.

REFERENCES

- [1] Goldsmith, Werner: *Impact. The Theory of Physical Behaviour of Colliding Solids*, Edward Arnold Brothers (Publishers), London 1960
- [2] Szabo, Istvan: *Einführung in die Technische Mechanik*, 6. Auflage, Springer Verlag 1963
- [3] Hauger, W., Schnell, W., Gross, D.: *Technische Mechanik, Kinetik (Band 3)*, Springer Verlag Berlin/ Heidelberg/ New York/ Tokyo 1983
- [4] Wolfram, S.: *The Mathematica Book* (Wolfram Research, Inc.), 3rd Edition (1996)
- [5] T. Quercetti, V. Ballheimer and G. Wieser: *Untersuchung zur strukturdynamischen Wirkung des Schrägaufpralls von Behältern bei unfallsimulierenden Fallprüfungen – Experimentelle und rechnerische Ergebnisse*, GESA Symposium 2001, Chemnitz, VDI – Bericht 1599, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf 2001
- [6] HKS. *ABAQUS/Explicit User's Manual* (Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., HKS, 1080 Main Street Pawtucket, RI 02860-4847), version 5.8 edition (1998)
- [7] Jareis, W., Philippczyk, Paulinyi, W. and Masslowski, J.-P.: ANF-10: A New Transport Container for Fresh BWR Fuel Assemblies According to IAEA Requirements. *PATRAM 2001*
- [8] Jareis, W., Philippczyk, Paulinyi, W. and Quercetti, T.: *ANF-18: A New Transport Container for Fresh PWR Fuel Assemblies According to IAEA Requirements*. *PATRAM 2001*
- [9] Droste, B., Gogolin, B., Völzke, H. and Quercetti, T. *Extended Drop Tests of DCI Casks With Artificial Flaws Demonstrating the Existing Safety Margins*. *RAMTRANS*, Vol. 6, Nos 2/3, pp. 177-182 (1995), Nuclear Technology Publishing
- [10] *RADIOACTIVE MATERIALS PACKAGING HANDBOOK: Design, Operations, and Maintenance*, OAK RIDGE NATIONAL LABORATORY, Oak Ridge Tennessee, 1998