

用過核燃料乾式中期貯存中護套材料之 壽命預估

馬正欣 黃嘉宏 蔡春鴻

Life Time Prediction of Spent Fuel Cladding Using Computer Code DATING

Cheng-Shing Ma, Jia-Hong Huang, and Chuen-Horng Tsai

摘 要

本報告乃利用現有的DATING程式對中期貯存中，用過燃料護套最主要的劣化機制——潛變變形和潛變破裂，做定量的模擬。DATING程式利用現在的數個對於鋳合金的潛變變形和潛變破裂機制，並且將變溫和變應力的中期貯存的環境簡化成可以代入上述機制的條件，利用損傷累積法，進而求出護套材料的壽命預估值。反之，對於已知的中期貯存年限，DATING程式可反推出在一初始應力下，護套所要求的初始溫度。

1985年，美國原子委員會NRC針對護套的潛變性質而要求於鈍氣充填下乾式貯存時營運情形來決定，有鑑於此，我國在執行或訂定中期貯存之相關法規時DATING程式所提供的研究方法與結果將可做為一項操作規範的重要參考。

關鍵詞：中期貯存，潛變變形，潛變破裂，損傷累積法

ABSTRACT

The DATING computer code was used in this study to quantitatively simulate the major degradation mechanism—creep deformation and fracture of zircaloy cladding of spent fuel during interim dry storage. Formulating the mechanisms of creep and the change of cladding temperature and stress, the DATING code applies linear damage accumulation method to predict the integrity of the cladding material. On the other hand, for a known storage period, DATING code can be used to calculate the maximum allowable temperature limit at a beginning stress for dry storage of spent fuel cladding.

In 1985, the U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) developed an independent model to calculate allowable temperature limits for inert gas cask storage, which is being used on a case-by-case basis for each cask vendor application. The model accounts for variations in fuel design, burnup level, spent fuel age, and storage cask design. DATING Code is one of the computer code developed to meet the regulation of NRC. The licensing of dry storage will begin to be processed by AECROC by 1995. The methodology of DATING code and the results calculated from this code can be employed as an important reference in licensing the dry storage of spent fuel.

Key words: Interim Storage, Creep Deformation, Creep Rupture, Cumulative Damage.

一、前言

核電廠用過核燃料之處置可分為再處理和貯存/處置(Storage/disposal)兩種，目前我國的核能政策不考慮國內執行再處理，因此仍以處置為政策目標。在執行最終處置前，由於用過核燃料仍會繼續釋放衰變熱，必須先經過一段長時間的冷卻。台灣電力公司目前採取的方案是短期(15~20年)仍於廠房內用過燃料池加裝格架貯存，並使用水做冷卻，而中期(~70年)的貯存策略亦已在乾式(Interim Dry Storage; IDS)和溼式兩種方法中選擇乾式的貯存設施，並準備建於廠區用，以方便維護與監視。

乾式貯存的優點在於減少由護套破裂所產生之二次污染物，且設備及維護的成本較經濟，但在封裝容器中僅使用鈍態氣體做自然對流冷卻，且用過燃料的貯存溫度較高，因此材料劣化的問題較為嚴重。

在中期貯存中，我們仍希望能妥善的保持燃料護套的完整性，避免護套破裂而造成的放射物質外洩，因而產生二次廢料與最終處理時的困難，中期貯存中可能會遇到的護套材質劣化問題分別有：

- (1) 潛變破裂；是指材料在高溫應力與長時間下的劣化行為。
- (2) 碘應力腐蝕破裂；是指材料在碘環境下的應力腐蝕行為。
- (3) 氫劣化；是指材料在外在氫或有內在氫下的劣化行為。
- (4) 輻射所引發的脆化；是指材料在受到輻射照射後的硬化與脆化行為。
- (5) 燃料護套的氧化腐蝕；是指材料表面氧化腐蝕造成的薄化行為與表面的脆化。
- (6) 應變速率脆化；是指材料在快速變形下的脆化行為。

基於剛運轉完的燃料棒的環應力大約20MPa

~70MPa⁽¹⁾(BWR~20MPa, PWR~70MPa)，其應力強度因子K，

$$K = 1.21\sigma\sqrt{\pi a} = 0.4 \sim 1.6 \text{MPa} \cdot \sqrt{m}$$

其中， σ ：應力20MPa~70MPa

a：假設護套上已生成的裂口長度 $\leq 0.13\text{mm}$ ⁽²⁾

對於以上六種可能的劣化機構和其相關的限制，過去的研究發現鈍氣充填的乾式貯存可避免材料氧化的產生⁽³⁾，同時即使是剛剛運轉完的燃料棒，其環應力(Hoop Stress)小於使氫化物轉向所需的100MPa與應變速率脆化的起始應力~150MPa⁽⁴⁾。剛運轉完的燃料棒其應力強度，也小於碘應力腐蝕破裂的起始應力強度 $3\text{MPa} \cdot \sqrt{m}$ ⁽⁵⁾與延遲性氫化物破裂(Delayed Hydride Cracking)的起始應力強度 $12\text{MPa} \cdot \sqrt{m}$ ，另外從本組的研究中亦發現完整無破損的燃料護套，因受到碘應力腐蝕而破損所須的時間會隨著時間的上升加快，然而在400°C時最快也須193年⁽⁶⁾。另外有關延遲性氫化物破裂部份，在高溫下由於鋳合金的延展性變佳，與低溫時的內應力減少，造成延遲性氫化物破裂現象變的不明顯^(3,7)。剛運轉完的燃料棒其應力強度，也小於輻射所引發脆化的起始應力強度 $40\text{MPa} \cdot \sqrt{m}$ ⁽⁵⁾。因此潛變破裂可能是乾式中期貯存中最主要的劣化機構。

由於核能一廠運轉已久，廠內的用過燃料冷卻池的容量漸趨飽和，在民國77年9月行政院頒布「放射性廢料管理方針」要求核一廠中期貯存設施於民國86年底前完成。另外，核四廠環境影響評做報告審查事項要求核一廠中期貯存設施於民國87年運轉，而此項計畫已規劃於六年國建計畫中。

本研究乃利用現有的電腦程式，DATING程式(Determining Allowable Temperatures for Dry Storage of Spent Fuel in Inert & Nitrogen Gases Code由美國Pacific Northwest Laboratory所發展)，針對乾式中期貯存中燃料護套潛變行為做定量的模擬。

二、程式之理論基礎與計算方法

1. 理論基礎

由於潛變而造成材料變形的行，在鋁合金中可區分出四大類，九種潛變的機構。

(1)高應力變形

理論張應力下之變形

差排滑移變形

(2)擴散控制之差排爬升

高溫差排爬升

低溫差排爬升

Harper-Dorn擴散爬升

(3)晶界滑移

晶界擴散主控之晶界滑移

晶格擴散主控之晶界滑移

(4)擴散潛變

Nabarro-Herring擴散潛變

Coble擴散潛變

同時可以利用潛變變形圖指出鋁合金在不同溫度和應力下的潛變變形機構，圖 1⁽⁴⁾，再利用該潛變變形機構的公式可求出在該狀況下的潛變變形速率。

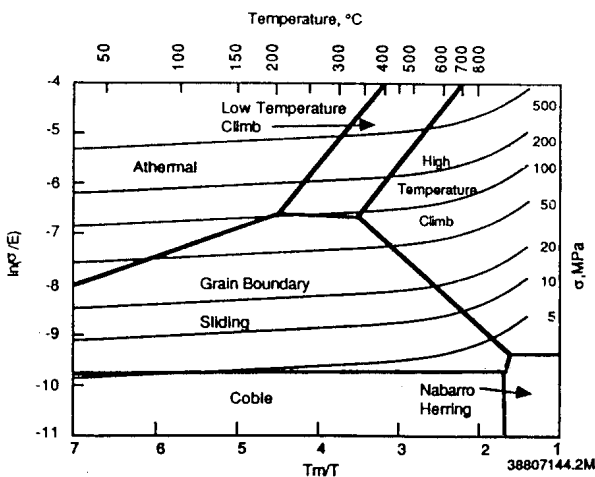


圖 1⁽⁴⁾ 變形機構圖

Fig. 1 Deformation map with constant stress and strain rate contours.

在DATING程式中所使用的潛變變形速率公式：

(1)高溫差排爬升

$$\ln R_{HT} = 5\ln(\sigma/E) + 55.75 - 14.15(T_M/T) + \ln(T_M/T) + \ln(E/10^4)$$

(2)低溫差排爬升

$$\ln R_{LT} = 7\ln(\sigma/E) + 55.18 - 10.19(T_M/T) + \ln(T_M/T) + \ln(E/10^4)$$

(3)晶界滑移主控之晶界滑移

$$\ln R_{GBS} = 2\ln(\sigma/E) + 20.74 - 9.92(T_M/T) + \ln(T_M/T) + \ln(E/10^4)$$

(4)Nabarro-Herring擴散潛變

$$\ln R_{NH} = \ln(\sigma/E) + 18.25 - 14.15(T_M/T) + \ln(T_M/T) + \ln(E/10^4)$$

(5)Coble擴散潛變

$$\ln R_{CO} = \ln(\sigma/E) + 11.03 - 9.92(T_M/T) + \ln(T_M/T) + \ln(E/10^4)$$

其中，R = 潛變變形速率，s⁻¹

σ = 應力，MPa

E = 楊氏係數，MPa

T_m = 熔點溫度，K

T = 護套溫度，K

隨著變形量的增加，會漸漸導致材料的破裂。目前的研究歸納出下列五種潛變破裂方式：

(1)穿晶潛變破裂

(2)三叉點破裂

(Triple-Point Cracking)

(3)由擴散率所控制的空泡成長破裂

(Cavitation by Diffusional Growth)

(4)由指數形式所控制的空泡成長破裂

(Cavitation by Power-Law Growth)

如同變形機構圖，我們也可由實驗上的觀察畫出破裂機構圖，圖 2⁽⁴⁾，此時代表一區域的破裂機構公式則可告訴我們材料在此狀態下的“最短”壽命預估值。

在DATING程式中所使用的潛變破裂機構

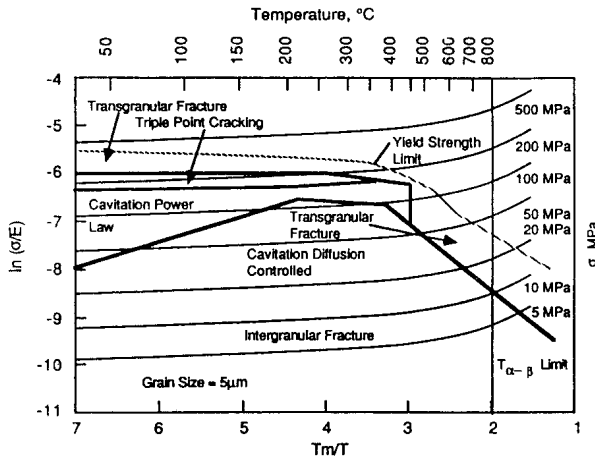


圖 2⁽⁴⁾ 破裂機構圖
Fig. 2 Fracture map.

公式：

(1)穿晶潛變破裂

$$\ln T_f^{TH} = -1.797 - \ln R$$

(2)三叉點破裂

$$\ln T_f^{TP} = -5.662 - \ln R - \ln(\sigma/E) - \ln(E/10^4)$$

(3)由擴散率所控制的空泡成長破裂

$$\ln T_f^{CD} = 4.15 - \ln R_{GBS} + \ln(\sigma/E)$$

其中， R_{GBS} 為晶界滑移的潛變變形速率， s^{-1}

(4)由指數形式所控制的空泡成長破裂

$$\ln T_f^{CP} = -1.587 - \ln R$$

其中， T_f = 壽命預估值

R = 潛變變形速率， s^{-1}

σ = 應力，MPa

E = 楊氏係數

2. 計算方法

接著前面有關潛變的敘述，將可大致的預估值出材料在潛變下的壽命。第一步，先從變形機構圖上找出材料最有可能發生的變形機構，而利用該機構的公式可以求出該機構的變形速率，接著代入由破裂機構圖上找出的“最有可能”破裂機構公式，則可求出一壽命預估值。如果我們用較保守的變形機構公式來預估變形速率，便可以得

到比實驗值更快的變形速率值，接著代入一保守的破裂機構公式，則由於有較快的變形速率和保守的破裂預估值，便得到比實驗值更短的壽命預估值。一個保守的壽命預估值可用來彌補事先沒有考量到的情況，或是因為製造上的缺陷而提早破裂的可能。而上述的預估方法只能用來預估定溫、定應力下材料的潛變壽命問題。

對於燃料護套而言，由於燃料的衰變產生的熱愈來愈少和冷卻劑的移走熱量，因此護套的溫度會漸漸的降低，此時護套內的分裂氣體在總量沒有增加，但溫度降低的影響下，壓力也漸漸減少。由於護套內外壓差減少，導玉護套因內外壓差而產生的環應力漸漸減少。

燃料護套上的溫度和應力隨時間而不斷的在變化，對這種非恆溫和恆應力的問題，第一步要先找出溫度對時間的關係來，然後，試著合理的簡化溫度對時間的關係，成為數個恆溫的區間 t_i ，圖 3 如此就可以使用定溫度和定應力下發展的壽命預估公式，求出各個區間狀況下的壽命預估值 $T_{f,i}$ 。假設 $t_i/T_{f,i}$ 為燃料護套在經歷這段時間 t_i 內的損壞程度。所有時間區間內的損壞程度的總和，就可做為在連續變溫、變應力情形下材料損壞情形的預估參考值。由定溫、定應力下的研究，我們假設，當材料經歷過壽命預估值的時間後，將有一定百分比的材料因潛變而破裂；同理，相對一變溫、變應力的狀況而言， $\sum t_i/T_{f,i}$ 的損壞程度值如果等於 1，也可視為燃料護套將有一定百分比機率會產生裂口。這種預估方法就是損壞累積定理。DATING 程式和它的前身 CFMS 程式 (Commercial Spent Fuel Management Program) 都是利用這個定理來預估損壞累積的程度，並由此反推出乾式貯存的初始最高許可溫度。

DATING 程式利用損害累積定理可以反推出護套在中期貯存中可許可的最高起始溫度，所使用的方法如下：

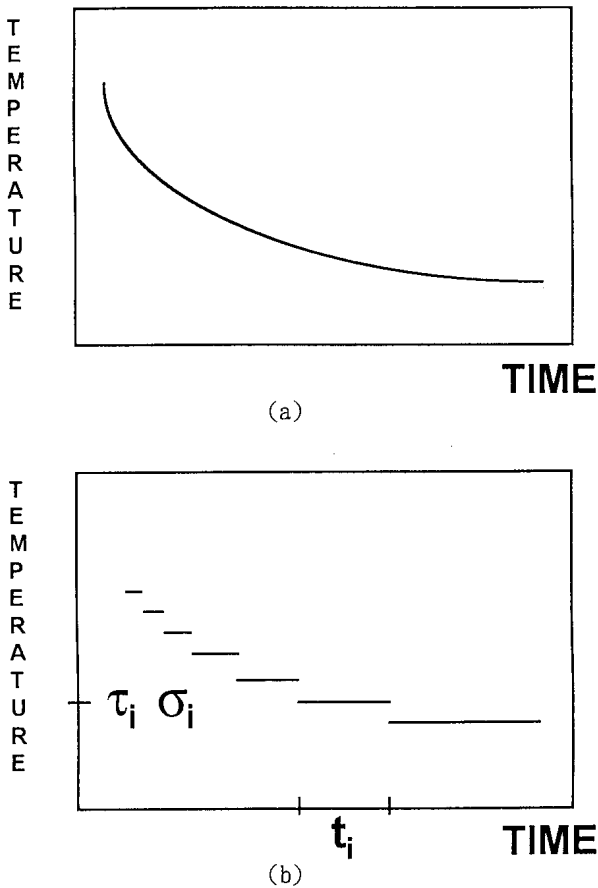


圖 3 (a) 護套溫度隨時間變化之示意圖, (b) 理想下的簡化情形

Fig. 3 (a) Schematic diagram of the variation of fuel cladding temperature with time and (b) Ideal simplification of Fig.3 (a).

- (1) 輸入護套的貯存初始應力值，在冷卻水池中冷卻的時間和欲貯存的年限。
- (2) 假設一上限溫度 300°C，和已給定的冷卻時間，利用公式模擬出護套的溫度變化情形，接著，經由數值方法，合理的簡化成數個具有恆溫的時間區間。
- (3) 在護套容積假設不變的情況下護套上的應力是隨溫度而變化（對產生應力的分裂氣體，可近似的視為理想氣體），故初始應力值 / 初始護套溫度為一定值 = σ_i / τ_i ，其中 σ_i 和 τ_i 為時間 t_i 時的應力值與溫度，因為初始護套溫度等於上限溫度，在恆溫的時間區間內，應力保持恆定，所

以就可利用變形機構公式算出最大的變形速率。進而從破裂機構公式中求出 T_{fi} 。同時不同於一般的壽命預估，DATING 還考慮到輻射傷害對材料的影響。受到輻射照射後，材料內部產生的晶體缺陷，會減少材料的延展性，並使得材料提早破裂，DATING 十分保守的假設被照射物的壽命預估值 T_{fi}' 只剩下原來的十分之一， $T_{fi}' = T_{fi} / 10$ ，但由於高溫度和長時間的關係，輻射傷害得以 r 的速度消失，也就是 T_{fi}' 以 r 的速度恢復成 $T_{fi}^{(9)}$ ，

$$r = 1 - 0.9 \left[\frac{1}{1 + \sum \delta t \cdot A \cdot \exp(-4 \cdot 10^4 / \tau_i)} \right]$$

其中， $R = 2.332 \cdot 10^{17} \text{sec}^{-1}$

τ_i = 絕對溫度，k

δt = 時間

- (4) 計算損壞累積係數， $\sum t_i / T_{fi}'$ ，如果大於 1，就是我們假設的上限溫度（300°C）太高；如小於 1，就是假設的上限溫度過低，以此修正步驟(2)中的上限溫度值，重覆(2)到(4)的步驟，直到找到可使損壞累積係數正好等於 1 的上限溫度為止並印出該上限溫度值。

流程圖如下：圖 4。

三、結果與討論

DATING 程式一共有三項輸出：

- (1) 定溫不同應力或定應力不同溫度下各個潛變機構潛變速率和壽命預估值。
- (2) 不同起始溫度，起始應力或水池冷卻年限，護套於貯存中傷害值的累積情形。
- (3) 不同起始護套內應力的貯存最高許可溫度。

在推導 DATING 程式的結果方面，依照 DATING 程式的計算流程，第一步要先得知護套的溫度變化趨勢，圖 5⁽⁴⁾ 和圖 6⁽⁸⁾，分別是 DATING 程式對於氮氣和氬氣貯存的溫度變化情形，其所使用的公式如下：

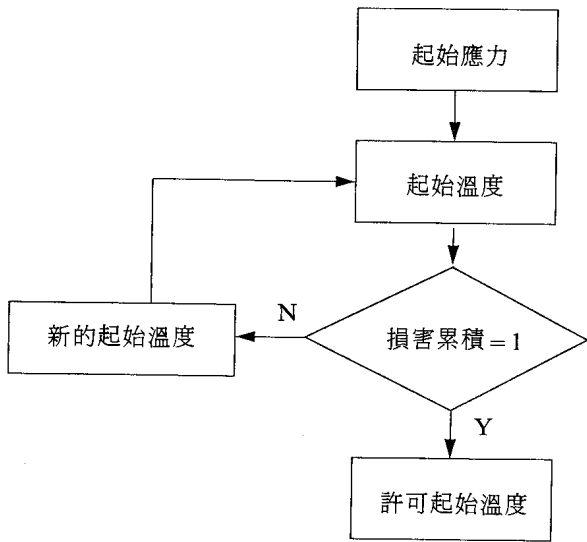


圖 4 運算流程圖
Fig. 4 Computation flow chart.

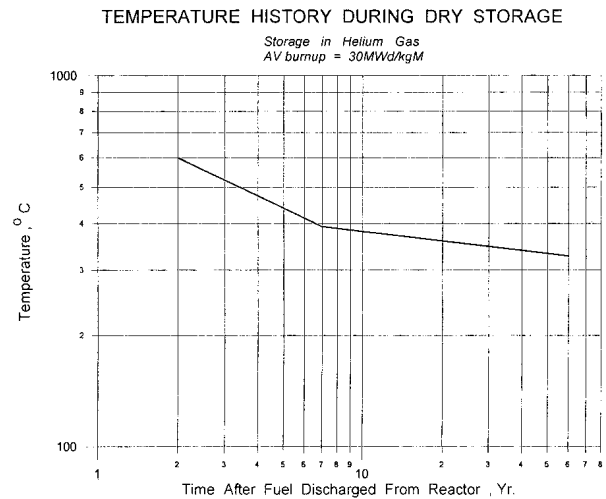


圖 6⁽⁸⁾ 氦氣充填下的護套溫度變化情形
Fig. 6 Temperature history of fuel cladding during dry storage in helium gas.

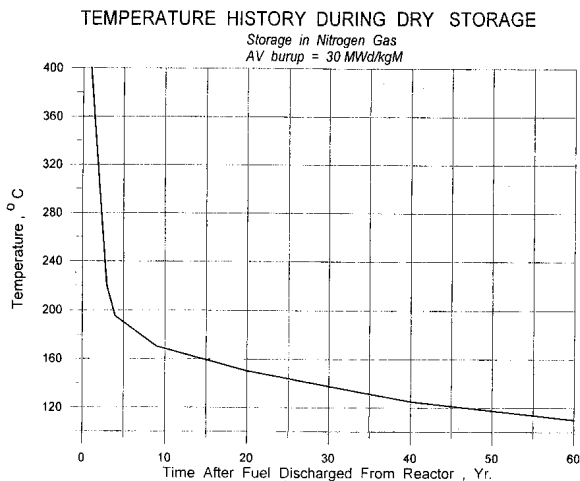


圖 5⁽⁴⁾ 氮氣充填下的護套溫度變化情形
Fig. 5 Temperature history of fuel cladding during dry storage in nitrogen gas.

(a) 充填氮氣下的溫度變化情形

$$\ln(T-273) = a_0 + a_1 \ln(t)$$

$$a_0(B) = \exp[1.455 + 0.204 \ln(B) - 0.02391 \ln(B)^2]$$

$$a_1(B) = -1.0399 + 0.0094B$$

當大於 5 年

$$a_0(B) = \exp[1.167 + 0.169 \ln(B)]$$

$$a_1(B) = -0.051391 - 0.009878B + 0.000092362B^2$$

其中

T = 用過燃料護套之溫度變化

t = 用過燃料自爐心取出後所經歷的時間

B = 平均燃耗(burnup)

(b) 充填氦氣下的溫度變化情形

$$T_1 = T_a(t^{-0.34}) \text{ 當 } 1 < t < 7 \text{ 年}$$

$$T_2 = T_b(t^{-0.084}) \text{ 當 } t > 7 \text{ 年}$$

$$T_b = T_a(t^{-0.34}/t^{-0.084})$$

其中

T₁, T₂ = 用過燃料護套之溫度變化

T_a, T_b = 針對不同用過燃料與貯存設計下之變數

t = 用過燃料自爐心取出後所經歷的時間

從圖 5 和圖 6 中可以發現 5~7 年間溫度的變化由急變緩，呈一明顯的轉折，原因是短半衰期的衰變核種衰變得很快，使得溫度的變化在燃料自爐心取出至 5 年間的變化很大，5~7 年間短半衰期的衰變核種則幾乎已衰變殆盡，這時護套的溫度則由長半衰期的衰變核種所主導而溫度變化變緩的緣故。另外由圖上可看出氦氣充填下護套

的溫度變化在10年到20年間減少約20度，氬氣充填下則約減少25度，因此得知轉折後氬氣的移熱能力較氬氣為快。對一輸入的起使溫度和水池冷卻年限，DATING程式假設其貯存中溫度變化的趨勢將與圖5和圖6相同貯存年限後的溫度變化有相同的斜率。

接著由潛變變形和潛變破裂公式可以求出 T_{ti} ，從圖7和圖8可以看出潛變速率在不同溫度和不同應力下的變化情形，由圖上發現潛變行為受溫度和應力的影響很大，當溫度低於310°C，應力小於10MPa，潛變速率很快的趨近為零，另外從圖上亦可得知在高溫和高應力下的潛變變形是由高溫差排爬升機構所主導。

再來便可利用DATING程式模擬出護套損害累積值隨時間變化的情形。圖9顯示，氬氣充填下，相同10MPa初始應力，在用過燃料池貯存10年後，不同起始溫度之傷害累積，由圖上所示得知較高起始溫度者之傷害累積情形較為嚴重。由於燃料都是經過相同的冷卻歷程，其中仍有較高溫度者，可視為有較多的長半衰期衰變核種，

故溫度將會繼續維持在高溫的區間內，由於潛變行為對高溫的敏感性，傷害累積值也較高。另外兩條傷害累積曲線皆在貯存的末期趨於定值，這是因為在貯存的末期，護套的溫度和內應力皆變小到不易產生潛變劣化的地步。

圖10顯示，氬氣充填下，在用過燃料池貯存

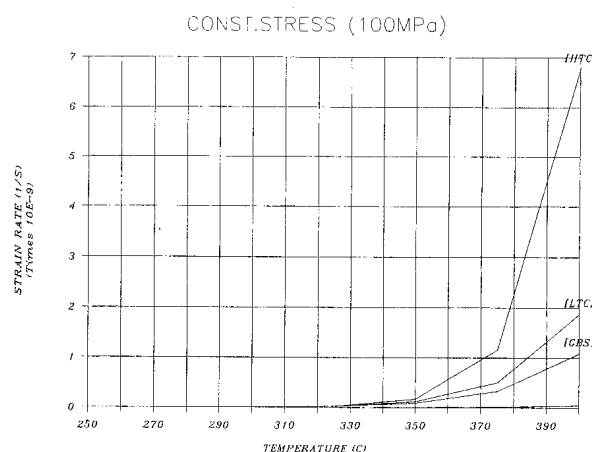


圖8 不同溫度下的潛變速率，其中HTC表高溫差排爬升，LTC表低溫差排爬升，GBS表晶界滑移
Fig. 8 Creep rate at different temperature.

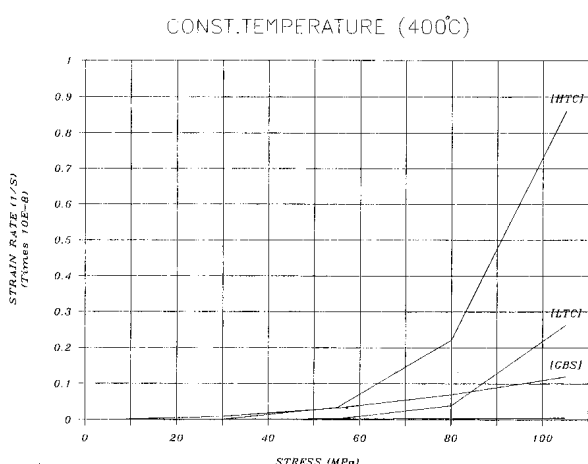


圖7 不同應力下的潛變速率，其中HTC表高溫差排爬升，LTC表低溫差排爬升，GBS表晶界滑移
Fig. 7 Creep rate under different stress, where HTC represents high temperature dislocation climb, LTC represents low temperature dislocation climb, and GBS represents grain boundary sliding.

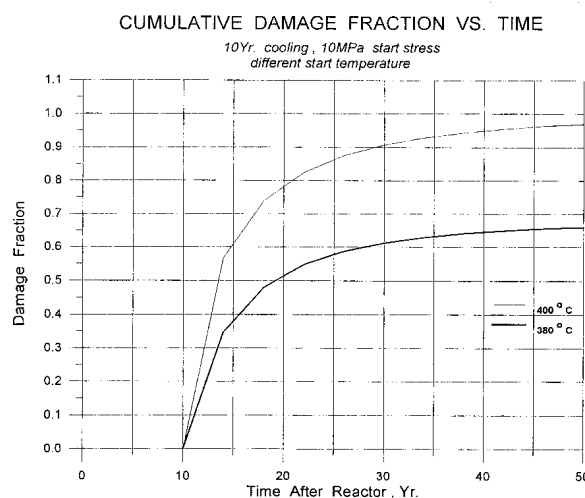


圖9 氬氣充填下，10MPa起始應力，用過燃料池貯存10年後不同起始溫度之傷害累積
Fig. 9 Cumulative damage fraction vs. time at different temperature for 10-yr-old fuel dry stored in helium gas at an initial cladding stress of 10 MPa.

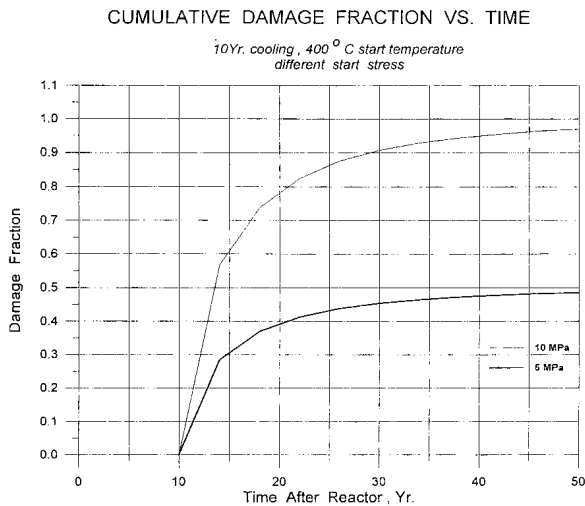


圖10 氬氣充填下，用過燃料池貯存10年後不同起始應力下之傷害累積

Fig. 10 10 Cumulative damage fraction vs. time under different initial cladding stress for 10-yr-old fuel dry stored in helium gas at an initial cladding temperature of 400°C.

10年後相同起始溫度但不同初始應力下之傷害累積，由圖上所示得知，有較高起始應力者之傷害累積情形較為嚴重。由於內應力隨著溫度變化改變，對經過相同的冷卻歷程，仍有較高應力者，應力將會繼續維持在高應力的區間內，由於潛變行為對應力的敏感性，傷害累積值也較高。另外傷害累積曲線亦在貯存的末期趨於定值。

圖11顯示在氬氣充填下，10MPa初始應力，相同初始溫度，經過不同用過燃料池冷卻年限後之傷害累積，由圖上所示可以得知有較長冷卻年限者之傷害累積情形較為嚴重。由於有較長冷卻時間者仍維持和較短冷卻時間相同的溫度，較長冷卻時間者可視為有較多的長半衰期衰變核種，故溫度將會繼續維持在高溫的區間內，由於潛變行為對高溫的敏感性，傷害累積值也較高。另外由圖5或圖6可知在5~7年間護套溫度的變化有一明顯的轉折，因此在用過燃料池冷卻年限小於7年者貯存初期溫度仍會快速降低，所以水池冷卻5年和10年後的傷害累積間有很大的差距，

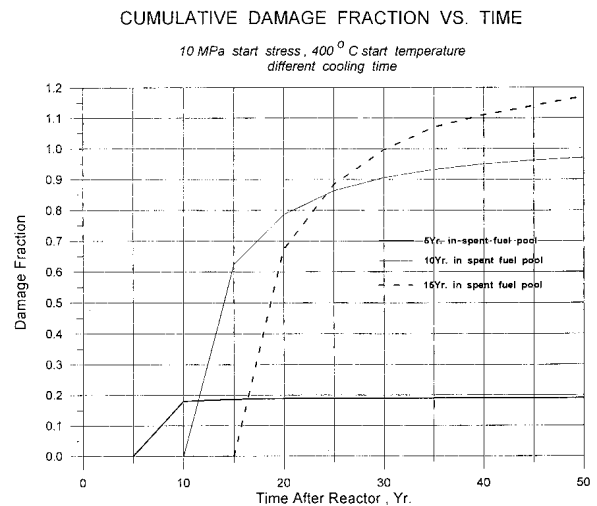


圖11 氬氣充填下，10MPa起始應力，相同起始溫度，不同用過燃料池貯存年限後之傷害累積

Fig. 11 11 Cumulative damage fraction vs. time for fuel with different age dry stored in helium gas at an initial cladding stress of 10 MPa and at an starting temperature of 400°C.

而10年和15年間的差距便沒有那麼明顯。同樣的傷害累積曲線在貯存的末期亦趨於定值。

為了不使護套於貯存終了時傷害累積值等於1，對於不同起始應力和冷卻年限，護套貯在起始溫度必須有一規範的上限值。圖12，利用DATING程式對用過燃料在冷卻池貯存5至20年後，再放入氬氣充填乾式貯存40年，其貯存起使最高許可溫度和初始應力值間之關係，從圖上可以看到，較高的初始應力值和在用過燃料池貯存較長時間的燃料，需要有較低的初始溫度，此點可由前述有關損害累積的理論得知；圖10與圖11。另外冷卻池貯存5年與10~20年後的起始許可溫度間約存在40°C~60°C的差距，這是由於護套在冷卻池貯在5年後仍能在中期貯存的初期有快速的溫度降低變化，參考圖5和圖6，或是從圖11中亦可得知冷卻池貯存5年者傷害累積遠小於冷卻池貯存大於10年以上者，故可容許有較高的起始溫度。

圖13顯示，用過燃料在冷卻池存5至20年

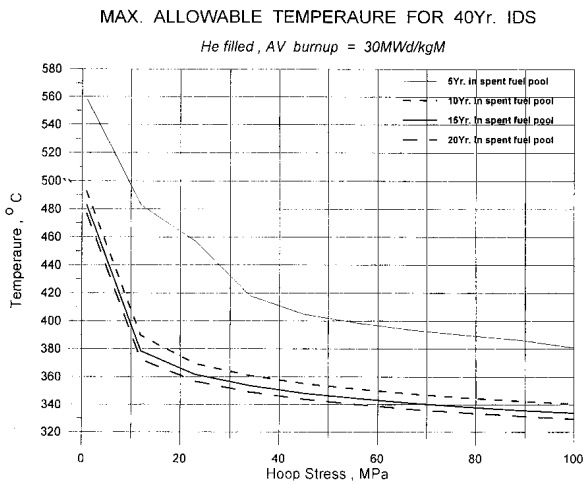


圖 12 氦氣充填下，預計40年乾式貯存，用過燃料池貯存 5 至20年後之最高許可溫度和起始應力值之關係

Fig. 12 Effect of fuel age on the rod-specific temperature limits for 40-year dry storage of fuel in helium gas.

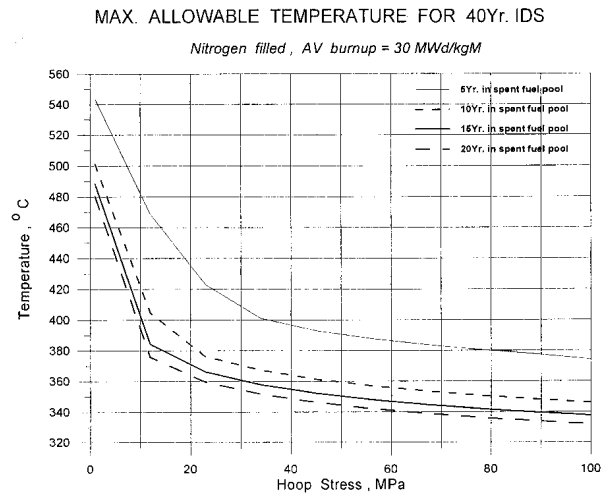


圖 14 氮氣充填下，預計40年乾式貯存，用過燃料池貯存 5 至20年後之最高許可溫度和起始應力值之關係

Fig. 14 Effect of fuel age on the rod-specific temperature limits for 40-year dry storage of fuel in nitrogen gas.

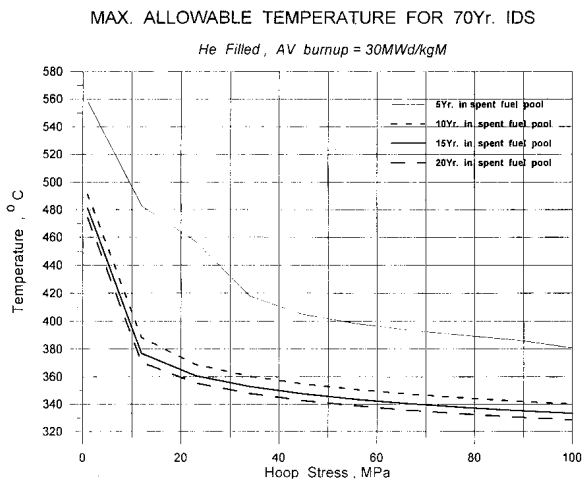


圖 13 氦氣充填下，預計70年乾式貯存，用過燃料池貯存 5 至20年後之最高許可溫度和起始應力值之關係

Fig. 13 Effect of fuel age on the rod-specific temperature limits for 70-year dry storage of fuel in helium gas.

後，再放入氦氣充填乾式貯存70年，其最高許可溫度和初始應力值之關係，與圖11比較幾乎沒有差異，因為貯存末期的溫度和應力值皆小到對材料造成顯著的潛變破壞，由圖 8~10亦可得知傷

害累積值會趨於定值，因此貯存年或年起使許可溫度的要求幾乎相同。

圖14顯示，用過燃料在冷卻池貯存 5 至20年後，再放入氮氣充填乾式貯存40年，其最高許可溫度和初始應力值之關係，由於轉折後氮氣的移熱能力優於氦氣，參考圖 5~6，因此水池貯存10年以後氮氣充填可容許較高的貯存溫度，與圖12比較，大約高10°C。

利用圖12~14，可以針對不同貯存初始條件快速查出最高的貯存許可溫度，如以一平均燃耗30MWd/kgM，冷卻池存放10年，內應力10MPa的用過燃料為例，如欲置於氦氣中貯存40年則其最高的貯存許可溫度為410°C，置於氮氣中貯存40年其最高的貯存許可溫度為420°C。

DATING程式中所使用有關潛變速率，潛變破裂和護套溫度變化的公式，皆由實際的實驗值所模擬得之，並不能隨意更動。然而藉由改變DATING程式中有關潛變速率，潛變破裂和護套溫度變化的公式，觀察起始許可溫度的變化情

形，可以得知這些公式的精確度對起始許可溫度結果的影響。

圖15的A線是，10年冷卻預估40年氦氣貯存下起始許可溫度與起始應力的關係曲線，B線是調快潛變變形速率公式10%後的結果，由於是調快應變速率，所以起始許可溫度變低。C線是將潛變破裂的壽命增加10%，所以容許較高的起始許可溫度。D線是將氦氣貯存的溫度變化趨勢減慢10%，由於護套溫度不能迅速降低所以起始許可溫度降低。由於A線，B線和C線的差距很小，所以潛變變形速率和潛變破裂公式的精確度對DATING程式的結果影響不大，而溫度的變化對DATING程式的結果影響則其巨。

雖然潛變速率，潛變破裂和護套溫度變化的公式，皆須由實際的實驗值所模擬得之，並不能隨意更動。然而其中護套溫度變化的公式最容易隨著不同移熱能力的貯存容器設計和實際貯存環

境的不同而有所改變，同時從圖14得知，護套溫度變化對起始許可溫度的影響最大，所以應對護套溫度變化的預估公式做進一步的研究。

四、結論與建議

- (1) DATING的結果與其模擬護套溫度變化的預估值有直接的關係，對不同移熱能力的貯存容器，和廢料中衰變核種的種類與數量，還需要更精確的資料。
- (2) DATING求出的上限溫度是利用損害累積等於1的限制所推出來的，DATING內定損害累積等於1時代表有千分之五的護套會在貯存終了時破裂，這樣的安全限度是否符合我國的要求或是一個合理的安全係數將如何訂定，有待進一步的實驗值。
- (3) DATING程式所提供的研究方法與結果將可做為制訂中期貯存操作規範的重要參考。

感謝

本計畫經費由原委會物管處八十二年度計畫所提供，在此銘謝。

參考文獻

1. B.A. Chin, and E.R. Gilbert, "Prediction of Maximum allowable Temperatures for Dry Storage of Zr-cladding Spent Fuel in Inert Atmosphere"; Nucl. Tech., 85(1988)57.
2. A. Tasooji, R.E. Eingiger and A.K. Miller, "Modeling of Zr Stress-Corrosion Cracking: Texture Effects and Dry Storage Spent Fuel Behavior", in: Zirconium in the Nuclear Industry: Sixth International Symposium, 1984, ASTM STP 824, p.190.
3. 開執中等, "用過核燃料中期貯存材料特性之研究", 原委會物管處計畫期末報告, 83年7月。
4. B.A. Chin, M.A. Khan and J. Tarn, in: "Deformation and Fracture Map Methodology for Predicting Cladding Behavior During Dry Storage", PNL-5998, Pacific Northwest Laboratory,

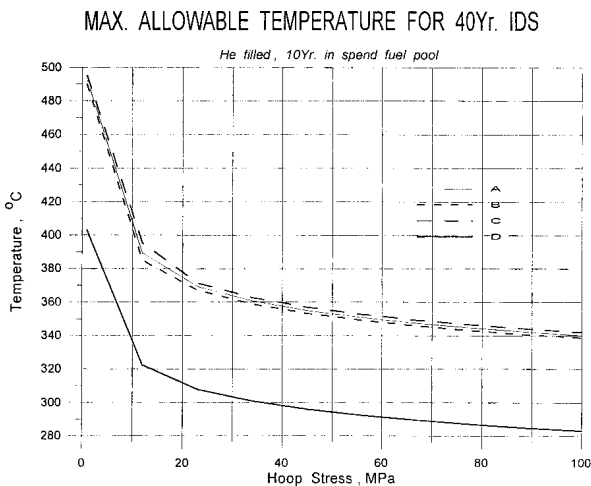


圖15 敏感度分析，A線為氦氣充填下，預計40年乾式貯存，用過燃料池貯存10年後之最高許可溫度和起始應力值之關係，B，C，D線分別為調快潛變速率，增加潛變壽命或調慢溫度變化後的結果

Fig. 15 Sensitivity study on the temperature limit for 10-yr-old fuel dry storage in helium gas. Lines B, C, and D indicate the result of increasing creep rate, increasing creep life and decreasing temperature variation, respectively.

- 1986.
5. M.E. Cunningham, E.P. Simonen, R.T. Allemen, I.S. Levry, R.F. Hazelton and E.R. Gilbert, in: "Control of Degradation of Spent LWR Fuel During Dry Storage in Inert Atmosphere", PNL-6364, Pacific Northwest Laboratory, 1987.
 6. 開執中等, "用過核燃料中期貯存材料特性之研究", 原委會物管處計畫期末報告, 81年7月。
 7. 開執中等, "用過核燃料中期貯存材料特性之研究", 原委會物管處計畫期末報告, 82年7月。
 8. C.L. Wheeler, R.A. McCann, N.J. Lombardo, D. R. Rector and T.E. Michener, "HYDRA and COBRA-SFS temperature Calculations for Castor-V/21, and Tn-24p Casts", in: the Proceeding of the Third International Spent Fuel Storage Technology Symposium/Workshop, CONF-860471, 1986. Vol.1, p.s77.
 9. I.S. Levy, B.A. Chin, E.P. Simonen, C.E. Beyer, E.R. Gilbert and A.B. Johnson, Jr., in: "Recommend Temperature Limits for Dry Storage of Spent LWR Zr-Cladding Fuel Rods in Inert Gas", PNL-6189, Pacific Northwest Laboratory, 1987.