`2000 춘계 학술 발표대회 논문집
한국 원자력학회

장기 건식 저장에 따른 사용후 핵연료 건전성 열화평가 전산코드 SFINEL 개발 - II

Development of Comprehensive Code SFINEL (Spent Fuel INtegrity EvaLuator) for Long-Term-Dry Stored - II

권 형문, 양 용식, 김 용수
한양대학교 원자력공학과
서울특별시 성동구 행당동 17

유 길성, 민 덕기, 노 성기
한국 원자력 연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

이들 열화기구중 핵분열 생성물의 방출에 의한 내부압력은 핵연료 피복관에 응력을 가하게되고 이 응력이 가해지는 동안 피복관은 열화되면서 creep rupture에 의한 손상으로까지 발전할 수 있다. 이 연구에서는 개발된 SFINEL 코드 내에서 creep rupture에 의한 손상을 평가하는 모듈인 CRUTAIN(Creep RUPTure in Air, Inert, and Nitrogen gases) 프로그램을 통해 피복관 건전성 열화 시 축적되는 creep의 cumulative damage를 실험자료들을 통해 평가하였다. 특히 fraction rule과 고온저압 환경이나 저온고압 환경에서의 평가를 위해 strain 변화기준과 함께 적용해 보수적으로 평가하였다. 평가결과 정상적으로 연소되어 배출된 핵연료봉의 경우 보수적으로도 40년 정도에 장기저장에는 문제가 없는 것으로 드러났다.

Abstract

SFINEL(Spent Fuel INtegrity EvaLuator) code, an integrated computer program for prediction the spent fuel rod integrity based on burn-up history and major degradation mechanisms, has been developed in this research. In this study, CRUPTAIN program which is one of the important module in the SFINEL code is estimated and benchmarked with the in-pile data. According to the evaluation results, it is safe to store the spent fuel in the dry condition, at least, for 40 years. It is also found that strain limit criteria is more conservative than fraction rule method in the low temperature-high stress and the high temperature-low stress storage condition.

제 1 장 서 론

사용후 핵연료 관리 기술 개발에 있어 가장 중요한 부분은 차후의 재활용 또는 직접 처분 때까지 사용후 핵연료의 건전성을 최대한 유지하면서 안전하게 관리할 수 있는 관리체계를 구축하는 것으로 이를 위해서는 필수적으로 장기관리에 따른 사용후 핵연료의 건전성 열화 정도를 평가할 수 있는 방법론과 평가도구를 갖추어야 할 것이다.

실제 사용후 핵연료의 건전성에 영향을 미칠 수 있는 요인들로는 creep 응력에 의한 파괴(creep rupture), 응력 부식 파괴(stress corrosion cracking), 지연 수소화 파괴(delayed hydride cracking), 과도 하중에 의한 파괴, 산화 및 부식에 의한 파괴 등을 들 수 있으며 특히 처음 열거된 세 파괴 과정이 장기 관리시 사용후 핵연료의 건전성에 영향을 미칠 주요 요인으로 꼽히고 있다.

그러므로 사용후 핵연료의 건전성 열화 정도 평가 방법론을 확보하기 위해서는 원자로내 연소이력에 따른 사용후 핵연료 내부에서 응력을 유발하게되는 봉내압이 정확하게 평가되어야 하고 이를 바탕으로 주요한 열화기구들이 전체적 종합적으로 평가되어야 한다.

본 연구에서는 이러한 방법론에 기초하여 이제까지 각론적으로 진행되어 온 연구 결과들, 한양대학교 연구진에 의해 개발된 연소이력에 따른 사용후 핵연료 봉내압 계산 전용 프로그램(SPENFIP 코드)과 미국 PNL에서 개발된 지르칼로이 피복관의 응력 파괴 열화거동 평가용 DATING 코드와 국내 개발 시도되었던 SIECO 코드들을 심화 개선하고 유기적으로 통합하여 사용후 핵연료 안전관리를 위한 종합 건전성 열화평가 전산코드 SFINEL (Spent Fuel INtegrity EvaLuator: An Integrated Computer Program for Predicting Spent Fuel Rod Integrity Based on Burn-up History)를 개발하였다.

이번 논문은 SFIENL 코드에 관한 두 번째 논문으로 SFINEL 코드 내에서 사용 후 핵연료의 건식 저장 환경 하에서 발생할 수 있는 creep rupture 시간을 평가하고 예정 저장 기간 내 열화정도를 평가할 수 있는 피복관 건전성 평가프로그램인 CRUPTAIN 프로그램의 개발 및 CRUPTAIN 프로그램을 통해 사용 후 핵연료의 장기 저장 시 발생할 수 있는 피복관의 creep에 의한 cumulative damage를 실험자료들을 통해 평가하였다. 특히 fraction rule과 고온저압이나 저온고압 환경에서의 평가를 위해 strain 변화 기준을 함께 적용하였다.

제 2 장 Creep Rupture 에 따른 피복관 건전성 프로그램 개발

봉내압은 사용후 핵연료 피복관에 hoop stress를 유발하고 이 stress가 가해지는 동안 피복관이 열화 되면서 축적되는 최종결과는 creep rupture에 의한 손상으로 나타나게 된다. 이러한 creep rupture 에 의한 피복관의 건전성 열화를 정량적으로 평가할 수 있도록 여러가지 전산코드들이 개발된 것으로 알려져 있다. 이들 중 미국의 PNL에서 개발된 DATING (Determining Allowable Temperature for dry storage of spent fuel in Inert and Nitrogen Gases) 코드와 NRC에서 제안한 DCCG 모델 코드는 creep rupture 에 의한 열화만을 고려한 코드이며 독일의 KFK에서 개발한 TRAB 코드는 creep rupture와 응력 부식 균열(SCC) 및 피복관 산화를 함께 고려할 수 있는 것으로 알려져 있다,

최근에는 국내에서도 미국 PNL의 DATING코드를 응력 부식 균열과 피복관 산화를 함께 고려할 수 있도록 개조한 SIECO (Systematic Integrity Evaluation Computer code) 코드가 개발되었다. 그러나 DATING코드에서는 온도와 압력의 변화에 따른 피복관의 cumulative damage 평가를 creep rupture time 을 기준으로 하고 있어 또 다른 기준 (total strain < 1%)인 strain의 변화에 따른 건전성 열화 정도를 평가할 수 없다. 이 점에서는 DATING 코드를 개조한 SIECO 코드도

마찬가지일 수밖에 없다.

따라서 본 연구에서는 creep rupture에 의한 피복관의 건전성열화를 creep rupture time과 strain 변화를 동시에 고려하여 평가할 수 있는 DATING 코드를 확장하고 SIECO 코드에서 개선된 고연소 핵연료 평가방식과 공기 중 저장시 평가방법에 추가된 사용후 핵연료 피복관 건전성 평가 프로그램을 개발하였다.

제 3 장 CRUPTAIN (Creep RUPTure in Air, Inert, and Nitrogen) 프로그램 개요

3.1절 건전성 평가 연산과정

CRUPTAIN 프로그램에 의한 건전성평가 연산과정은 Figure 1 의 flow chart에 도식적으로 설명되어 있다.

3.2절 건식 저장중 사용후 핵연료 온도 감소

피복관 표면 온도는 핵연료봉의 위치에 따라 달라지는데, 건전성 평가 측면에서 보면 가장 온도가 높은 부분을 선택하는 것이 보수적일 것이다. 따라서 건전성 평가에 사용되는 피복관 및 핵연료 표면 온도는 모두 최대 피복관 표면 온도(peak-rod surface temperature)이며 이러한 관점에서 CRUPTAIN 프로그램에 의하여 계산된 결과는 가장 보수적인 경우를 의미하고 있다.

장기 건식 저장시 저장 기간에 따른 피복관 표면 온도는 저장 시설의 냉각 매체가 불활성 기체인 헬륨과 질소인 경우와 냉각매체가 공기 일 경우가 서로 상이하게 나타났으며 이를 Figure 2에 나타내었다[1]. 1년 냉각된 가압 경수로형 사용후 핵연료의 저장 기간에 따른 피복관 표면 온도 변화를 분석한 결과, 온도의 변화 형태는 크게 두 영역으로 나누어지는데 첫 번째 영역은 17년 부근까지이며 이 기간 동안에는 주로 반감기가 짧은 핵분열 생성물의 붕괴열이 냉각 거동을 지배하므로 온도가 비교적 빠르게 감소하며, 두 번째 영역은 저장 기간이 약 7년 이후인 경우로서 이 기간 동안 온도 변화는 주로 장수명 핵분열 생성물과 악티나이드계열 물질의 붕괴열에 의해 좌우되기 때문에 시간에 따른 온도의 감소율이 비교적 크지 않다. 따라서 두 영역의 경계점(tn)은 온도 변화의 특성에 따라 달라지며, 최소자승법에 의해 다음과 같은 피복관 표면 온도변화 추정식을 얻어내었다.

$$T_1 = (T_0) \cdot (t_u / t_1)^{C_1} \qquad t_1 \le t_N$$

$$T_2 = (T_0) \cdot (t_u / t_1)^{C_1} \cdot (t_N / t_2)^{C_2} \qquad t_2 > t_N$$

여기서 T1, T2: 예상되는 피복관 표면온도 (K)
T0: 핵연료의 열특성과 저장 시스템에 의해 결정되는 상수값
즉 tu년에서 피복관의 최대온도 (K)
t1, t2: 원자로로부터 discharge 된 후 경과 시간 (yr)
tn: 온도 변화의 경계점 (yr)

T0와 T1은 선정된 cask의 모델에 따라 달라지게 되는데 아래의 표에는 충전 기체와 연소도

의 변화에 따라 피복관 표면 온도를 예측하기 위하여 적용된 상수 값들을 수록하였다.

장기저장시 피복관 표면온도 예측 상관식의 상수값

충전기체 / 상수	공 기		헬 륨	
연소도 (MWD/MTU)	33000	55000	33000	55000
T0	947.75	1105.15	742.25	904.15
C1	0.398	0.366	0.344	0.372
C2	0.1	0.14	0.06	0.11
tn	6.065	6.14	6.11	5.46

냉각 매체가 질소인 경우는 다음 식에 의하여 온도 변화를 예측한다.

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

여기서 상수 a0와 a1는 연소도 (MWD/MTU)의 함수로서 다음 식에 의해 계산되며 시간단위는 년이다.

저장기간 25년인 경우

$a_0(B) = \exp[1.455 + 0.204 \bullet \ln(B) - 0.2391 \bullet 10^{-1} \bullet \ln(B)^2]$

$a_1(B) = -1.0339 + 0.0094 \bullet B$,

저장기간: 5년 이상인 경우

$a0(B) = \exp[1.167 + 0.169 \bullet \ln(B)]$

$a1(B) = -0.51391 \bullet 10^{-1} - 0.98780 \bullet 10^{-2} \bullet B + 0.92362 \bullet 10^{-4} \bullet B^2$

3.3절 건식 저장과 피복관 응력 변형과 파괴

핵연료 피복관에 작용하게 되는 주요 creep 기구는 Figure 3에서 보듯 압력과 온도에 따라 다르게 나타난다. 그러나 이 많은 creep 기구 중 실제 실험 자료들에서 알 수 있듯이 사용후 핵연료의 피복관 환경조건에서 작용할 것으로 예측되는 것은 고온 climb, 저온 climb, 입계면 sliding, Nabarro-Herring 기구와 Coble기구 등 다섯이다.

본 프로그램에서는 이들 다섯 creep 기구들을 간편화되고 또한 각종 실험 인자들에 의해 정량화된 형태로 사용된다[2].

High Temperature Climb:

$$\ln \varepsilon_{HT} = 5\ln\left(\frac{\sigma}{E}\right) + 55.75 - 14.15\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \left(\frac{E}{10^4}\right)$$

Low Temperature Climb:

$$\ln \varepsilon_{LT} = 7\ln\left(\frac{\sigma}{E}\right) + 55.18 - 10.19\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \left(\frac{E}{10^4}\right)$$

Grain Boundary Sliding:

$$\ln \varepsilon_{GBS} = 2\ln\left(\frac{\sigma}{E}\right) + 20.74 - 9.92\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \left(\frac{E}{10^4}\right)$$

Nabarro Herring:

$$\ln \varepsilon_{NH} = \ln\left(\frac{\sigma}{E}\right) + 18.25 - 14.15\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \left(\frac{E}{10^4}\right)$$

Coble:

$$\ln \varepsilon_{CO} = \ln\left(\frac{\sigma}{E}\right) + 11.03 - 9.92\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \left(\frac{E}{10^4}\right)$$

이때

ε = creep rate s^{-1}

σ = stress, MPa

E = elastic modulus, MPa

T_M = melting temperature, K

T = cladding temperature, K

실제 연산에서는 각각의 creep **기구들이 모두 계산되는데 계산 결과 중 최대 변형율을 가진** creep **기구가 다음 단계 연산인 누적 손상 평가** (cumulative-damage fraction) **계산을 위한 주요** creep **기구로 선정되어 연산에 참여하게 된다**. **매 시간 간격 연산에서 피복관의 온도가** athermal creep **한계보다 낮을 경우는 실제 피복관의 온도가 아닌** athermal **한계 온도로** creep**율을 계산하였다**.

핵연료 피복관의 creep rupture **기구도 온도와 응력에 따라 여러 기구들이 작용하게 된다** (Figure 4). **대체적으로** cavitation-rupture**기구가 사용후 핵연료의 건식 저장 기간 중 수명을 결정짓는 주요 기구일 것으로 예측되고 응력이 낮을 경우는** cavitation **확산** rupture mechanism**이**, **높은 응력에서는** cavitation-power-law rupture **기구가 주로 작용하게 될 것이다**. SFINEL **코드 연산에서 비록 전형적인 건식 저장 조건하에서는 발생하지 않을 것으로 예측되지만** transgranular rupture **기구와 삼중점** cracking rupture **기구를 포함한 다음의 네가지** rupture **기구가 포함된다** [2].

Transgranular:

$$\ln t_f^{TG} = -1.797 - \ln \varepsilon$$

Triple Point Cracking:

$$\ln t_f^{TP} = -5.662 - \ln \varepsilon - \ln\left(\frac{\sigma}{E}\right) - \ln\left(\frac{E}{10^4}\right)$$

Cavitation Diffusion:

$$\ln t_f^{CD} = 4.15 - \ln \varepsilon_{GBS} + \ln\left(\frac{\sigma}{E}\right)$$

Cavitation Power Law:

$$\ln t_f^{CP} = -1.587 - \ln \varepsilon$$

이때 rupture 시간 t_f의 단위는 초이다.

사용후 핵연료의 피복관은 연소 중의 중성자 조사에 의해 비조사 피복관에 비해 연성이 많이 저하되어 있기 마련이다. 그러나 온도가 올라가게 되면 이러한 중성자 조사에 의한 손상이 치유되면서 연성이 서서히 증가해 비조사 피복관의 연성에 가깝게 될 수 있다.

따라서 CRUPTAIN 프로그램 연산에서는 초기 사용후 핵연료 피복관의 연성은 비조사 피복관 연성의 10% 밖에 되지 않으나 온도가 증가하고 시간이 경과하면서 점차 비조사 피복관의 연성을 회복한다고 가정한다. 이러한 연성 회복 계산을 위해 다음의 회복계수 r을 도입한다.

$$r = 1 - 0.9\left[\frac{1}{1 + \sum_{i=1}^{n} \delta t \cdot R \cdot \exp(-4 \cdot 10/T_i)}\right]$$

이때 rate constant R은 2.332 X 1017 s^{-1}이며 δ_t의 단위는 초이다.

3.4절 피복관 누적손상평가

온도와 응력이 변화(감소)함에 따라 creep rupture에 의하여 피복관이 손상을 입게 되면 피복관에 가해지는 총괄 손상 정도는 누적 손상 법칙을 적용하여 구할 수 있다. 이들 중 cumulative damage fraction rule에서는 모든 열화 기구에 의하여 발생되는 손상을 독립적으로 취급하며 다음의 법칙에 의하여 누적손상율을 계산한다[3].

$$1 = \frac{t_1}{\tau_1} + \frac{t_2}{\tau_2} + \frac{t_3}{\tau_3} + \cdots\cdots$$

이때 τ_i는 i번째 creep rupture mechanism에 의해 최종 rupture가 일어날 때까지의 전체시간이며 t_i는 피복관이 실제 그 환경에 처해 있는 시간이 된다. 따라서 상기 식으로부터 구한 누적 손상율이 “1”에 도달하였을 때 피복관은 파손되는 것으로 본다.

그러나 전술한 대로 응력하의 creep rupture에 의한 건전성 평가시 또 다른 방법은 변형의 정도로 평가하는 방식 (적용 기준: 변형이 1%를 넘어서는 안된다)이다. 일반적으로는 이 변형의 정도를 많이 사용하며 fraction rule에서도 rupture 시간이 아닌 변형기준을 이용한다.

따라서 CRUPTAIN 프로그램에서는 피복관 산화에 의한 누적 손상도 함께 평가하여 creep에 의한 사용후 핵연료의 피복관의 건전성열화를 평가한다.

제 4 장 피복관 건전성 평가

초기 최대허용 온도를 추정하는데 있어 DATING코드와 SIECO코드의 경우 공통적으로 creep rupture에 의한 누적 손상율이 저장기간이 끝나는 지점에서 "1"이 되는 온도를 사용하고있다. 반면 일반적으로 핵연료 저장에서의 설계한도는 strain이 1%라는 기준이 설정되어 있다. CRUPTAIN 코드 내에서는 위의 두 가지 조건을 구분하여 계산한 후 또 최종적으로 가장 보수적인 조합으로서 초기 최대허용온도를 계산하였다.

먼저 위의 두 기준에 의한 CRUPTAIN코드의 40년 저장시 초기 최대허용온도의 추정을 각 냉각기체(helium, nitrogen, air)에 따라 초기 압력범위 10MPa에서 160MPa까지 Figure 3, 4, 5에 나타내었다. 그림들은 33GWd/MtU 연소도와 냉각기간을 5,7,10년으로 설정한 결과이다. 여기에서 냉각기간이(fuel age)란 원자로에서 연소된 후 습식저장로에서 경과된 시간을 의미하며 피복관의 표면온도는 핵연료봉 길이방향 온도 분포 중 최대온도를 나타내는 부분을 기준으로 설정하였기 때문에 최대허용온도는 보다 보수적인 경우를 나타내게된다.

위 그림들 중에서 핵연료봉 저장초기의 압력이 30Mpa 이상 70 Mpa 이하의 경우 누적손상율에 의한 초기허용온도 추정치가 1% strain 한계기준에 의한 초기허용온도보다 보수적임을 볼 수 있고 누적 손상율을 초기 최대허용온도 계산에 사용하는 것이 무리가 없음을 알 수 있다. 그러나 위의 압력 범위 이외의 구간 즉 고온저압이나 저온고압 영역에서는 누적손상율 보다 1% strain 한계기준에 의한 초기 최대허용온도가 더 많은 보수성을 지니는 경우가 나타남을 알 수 있다.

Figure 6, 7, 8은 냉각기간이 7년인 핵연료를 40년간 저장한 경우 초기 핵연료봉내 압력에 따른 누적 손상률과 1% strain 한계 기준에 의한 초기 최대허용온도를 33, 55GWd/MtU 의 온도에서 도식한 결과이다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼 연소도가 증가함에 따라 55GWd/MtU에서 초기 최대허용온도가 누적 손상율과 1% strain 한계 기준에 상관없이 낮아짐으로써 고연소도 핵연료 저장시간이 충분히 길어져야 한다는 사실을 알 수 있다.

누적 손상율과 strain 변화기준이 보수적인 각각의 구간에서 누적 손상율의 strain의 시간에 따른 변화를 보기 위해 각 냉각 기체들의 초기압력을 30MPa 과 110Mpa로 고정하고 냉각기간을 7년으로 한 33GWd/MtU 연소도 핵연료봉을 대상으로 40년 저장 시 최대허용온도에서의 손상율과 strain의 100년 동안의 변화를 Figure 9, 10, 11, 12, 13, 14에 도시하였다. 위의 그림들에서 각 냉각기체의 30Mpa 초기압력 하에서는 누적손상율이 1% strain 기준 한계보다 먼저 한계점에 도달하는 것을 볼 수 있고 110MPa 의 경우에서는 이와는 반대로 strain이 먼저 한계에 도달하여 고압의 경우 strain 한계를 기준으로 하는 최대허용온도를 사용하는 것이 더욱 보수적인 것으로 알 수 있다.

지금까지의 저장기간과 냉각기체, 연소도별 초기 봉내압력에 따른 최대허용온도계산의 보수성을 감안한 결과를 Figure 15, 16, 17에 도식하였다. 위의 그림들은 누적손상율과 1% strain 기준을 모두 고려한 보수적인 조합인데 이들 도표에서 볼 수 있는 바와 같이 초기최대허용온도는 피복관의 초기압력이 증가할수록 감소하며 40~100Mpa 의 범위에서는 완만히 감소하다가 100Mpa 이상에서는 다소 급격하게 감소하고 있다. 또 건식 저장시설에 유입되는 핵연료 냉각기간이 증가할수록 초기 최대저장허용온도는 감소하고 있음을 확인할 수 있었다.

제 5 장 결 론

핵분열 생성물의 방출에 의한 내부압력 등은 사용후 핵연료 피복관에 응력으로 가해하는데 이 응력이 가해지는 동안 피복관이 열화 되면서 축적되는 최종결과는 주로 creep rupture 에 의한 손상으로 나타나게 된다. 따라서 두 번째 연구에서는 사용후 핵연료의 건식저장 환경하 에서 발생할 수 있는 creep rupture 시간을 평가하고 예정 저장 기간내 열화정도를 평가할 수 있는 전산프로그램 CRUPTAIN(Creep RUPTure in Air, Inert, and Nitrogen gases)을 개발하였다.

이 개발에 앞서 creep rupture에 의한 열화만을 고려한 미국 PNL의 DATING 코드를 집중 분석한 결과 cumulative damage의 평가를 위해 사용한 fraction rule의 계산결과는 고온 저압시와 저온 고압시 피복관 strain 변화에 따른 평가보다 덜 보수성을 지니게 된다는 것이 밝혀졌다. 그러므로 본 연구를 통해 개발된 CRUPTAIN(Creep RUPTure in Air, Inert, and Nitrogen gases)프로그램은 fraction rule 과 변형량을 동시에 고려하여 어떠한 경우도 보수성을 잃지 않고 평가할 수 있도록 DATING코드를 확장, 개조하였으며 국내에서 개발된 SIECO 코드에서 개선된 고연소 핵연료 평가방식과 공기중 저장시 평가방법을 추가하였다.

CRUPTION 평가 결과 정상적으로 연소되어 배출된 핵연료봉의 경우 보수적으로도 40년 정도의 장기 저장에는 문제가 없는 것으로 드러났다. 또한 환경이나 저온고압 환경에서서는 fraction rule 보다 strain 변화기준을 적용하는 것이 해 더 보수적인 결과를 갖는다는 것이 판명되었다.

참 고 문 헌

[1] I.S. Levy, B.A. Chin, E.P. Simonen, C.E. Beyer, E.R. Gilbert, and A.B. Johnson, Jr, Recommended Temperature Limits for Dry Storage of Spent Light Water Reactor Zircaloy-clad Fuel Rods in Inert Gas, PNL-6189, Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington (1987)

[2] B.A. Chin, M.A. Khan, and J. Tarn, Deformation and Fracture Map Methodology Predicting Cladding Behavior During Dry Storage,PNL-5998, Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington (1986)

[3] J.A. Pollins, Failure of Material in Mechanical Design, 2nd ed., John Wiley & Sons (1993)

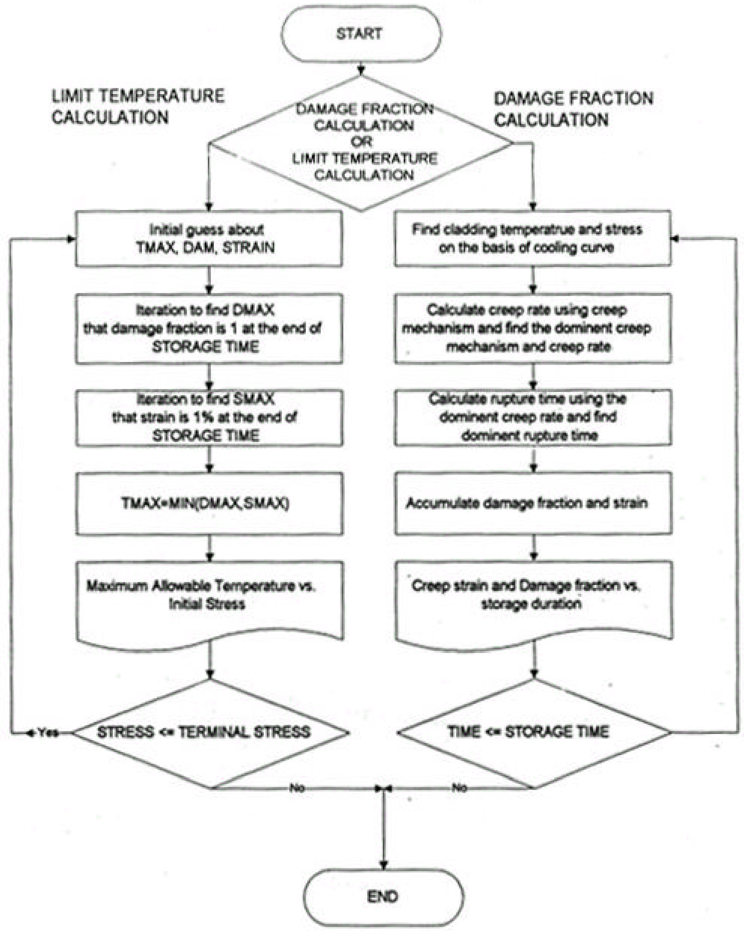


Figure 1 CURTAIN Module Computation Flowchart

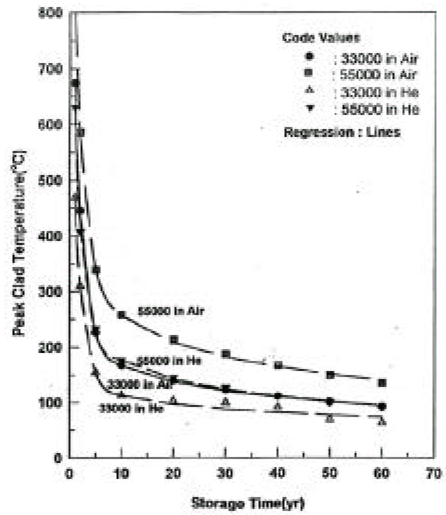


Figure2 Comparision of temperature decay prediction of data for the air and helium

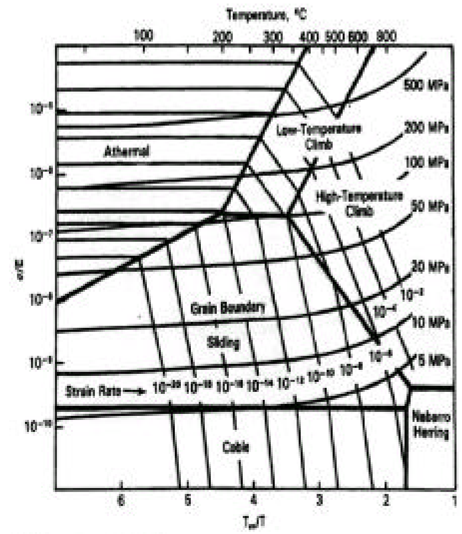


Figure3 Deformation map for Zircaloy with constant stress and strain rate contours (strain rate is in s^{-1})

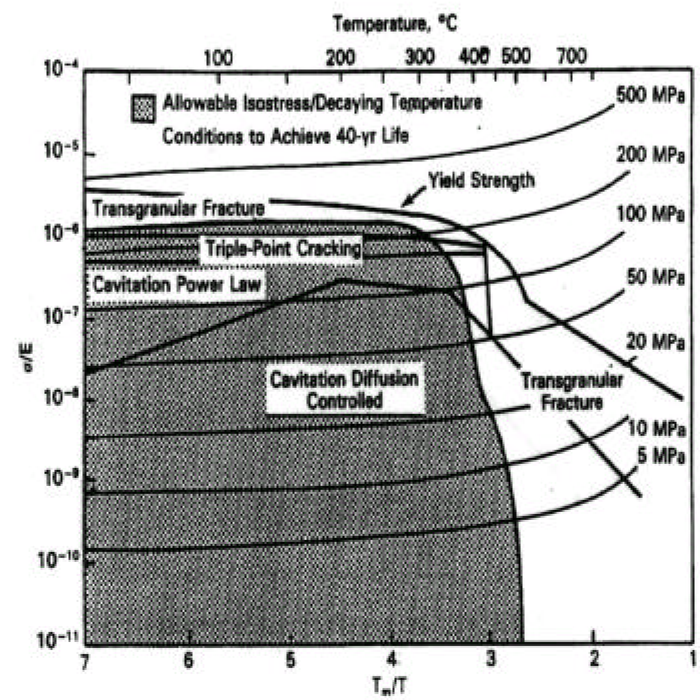
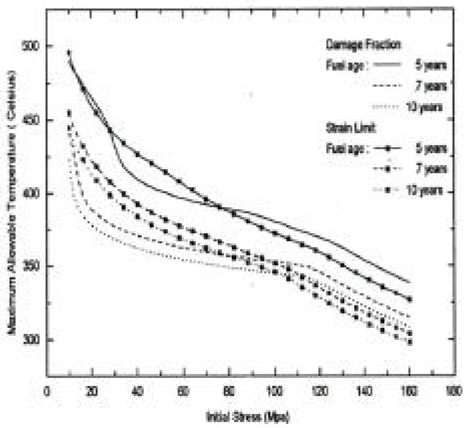


Figure 4 Fracture map for Zircaloy showing dominant fracture mechanisms. The shaded area represents the allowable is stress/decaying temperature of spent-fuel temperature in conditions to achivea 40-yr life.



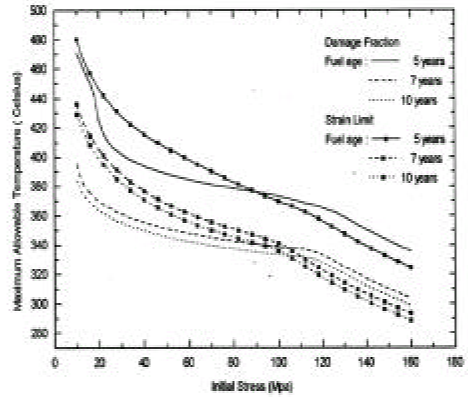
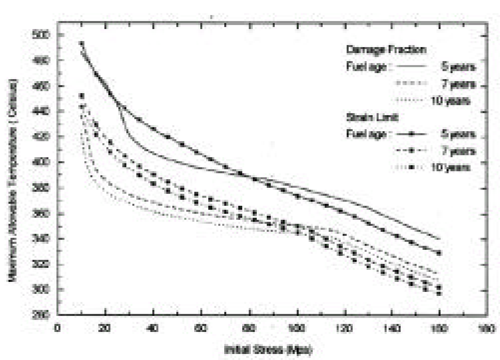


Figure 5 Maximum allowable temperature by Damage fraction rule and strain limit calculation as a function of initial cladding stress for various fuel age with 33GWd/MtU burnup under the helium-backfill condition.

Figure 6 Maximum allowable temperature by Damage fraction rule and strain limit calculation as a function of initial cladding stress for various fuel age with 33GWd/MtU burnup under the nitrogen-backfill condition



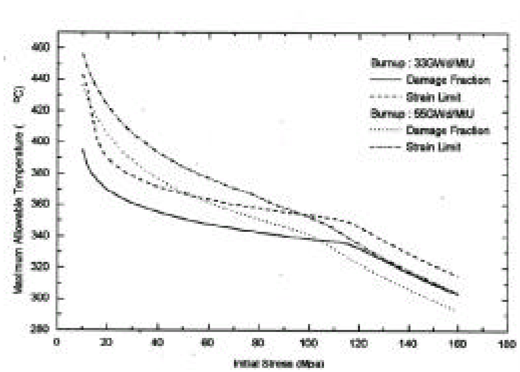


Figure 7 Maximum allowable temperature by Damage fraction rule and strain limit calculation as a function of initial cladding stress for various fuel age with 33GWd/MtU burnup under the air-backfill condition

Figure 8 Burnup effect on Maximum allowable initial storage temperature by Damage fraction rule and strain limit calculation as a function of initial cladding stress for the helium-backfill condition(fuel age: 7 years)

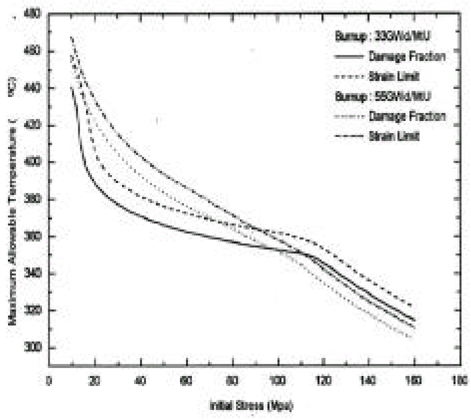


Figure 9 Burnup effect on Maximum allowable initial storage temperature by Damage fraction rule and strain limit calculation as a function of initial cladding stressfor the nitrogen-backfill condition(fuel age: 7 years)

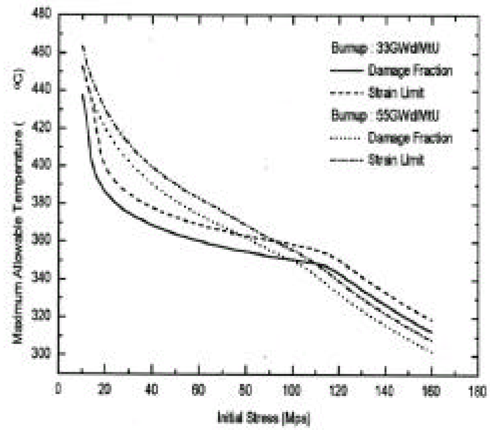


Figure 10 Burnup effect on Maximum allowable initial storage temperature by Damage fraction rule and strain limit calculation as a function of initial cladding stress for the air-backfill condition(fuel age: 7 years)

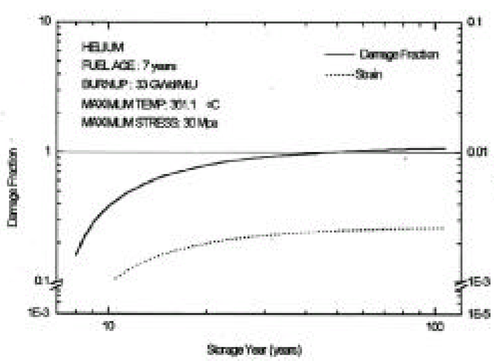


Figure 11 Variation of cumulative damage fraction and strain vs. storage time for 7 years fuel age with 33GWd/MtU burnup(Initial stress: 30Mpa, Maximum temperature 361.1°C)

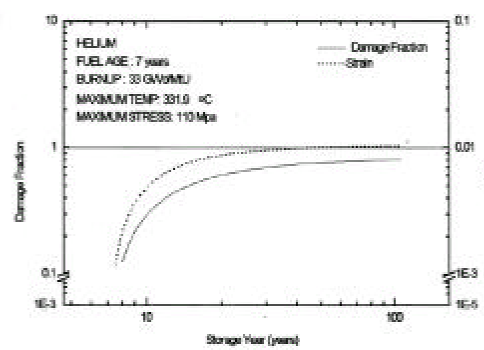


Figure 12 Variation of cumulative damage fraction and strain vs. storage time for 7 years fuel age with 33GWd/MtU burnup(Initial stress: 100Mpa, Maximum temperature 331.9°C)

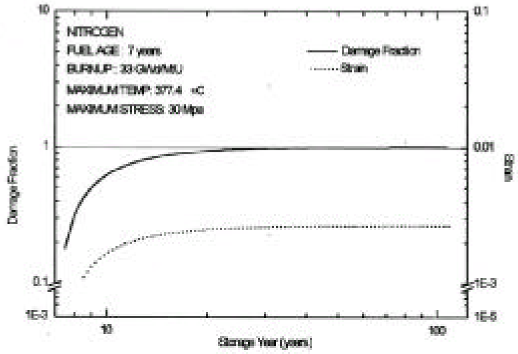


Figure 13 Variation of cumulative damage fraction and strain vs. storage time for 7 years fuel age with 33GWd/MtU burnup(Initial stress: 30Mpa, Maximum temperature 377.4°C)

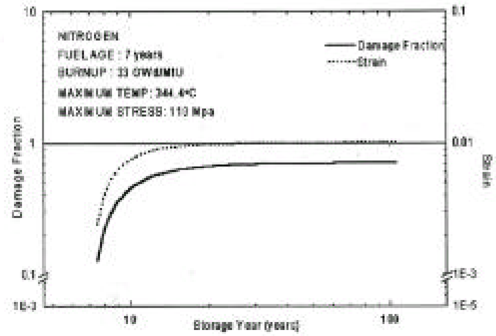


Figure 14 Variation of cumulative damage fraction and strain vs. storage time for 7 years fuel age with 33GWd/MtU burnup(Initial stress: 110Mpa, Maximum temperature 344.4°C)

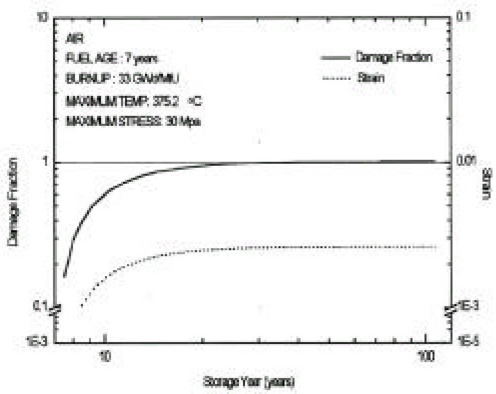


Figure 15 Variation of cumulative damage fraction and strain vs. storage time for 7 years fuel age with 33GWd/MtU burnup(Initial stress: 30Mpa, Maximum temperature 375.2°C)

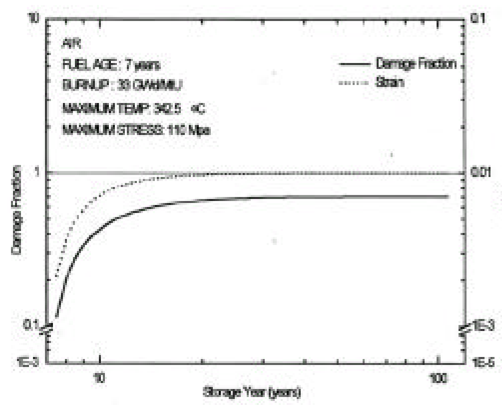


Figure 16 Variation of cumulative damage fraction and strain vs. storage time for 7 years fuel age with 33GWd/MtU burnup(Initial stress: 110Mpa, Maximum temperature 342.5°C)

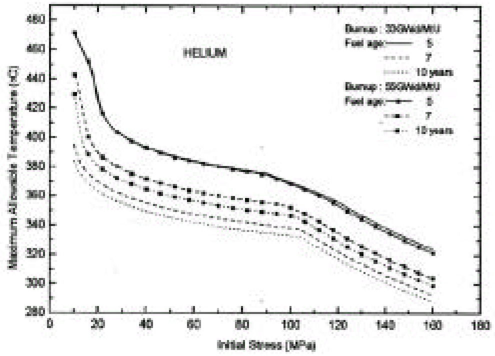


Figure 17 Modified maximum allowable temperature vs. initial cladding stress for various storage year (5,7 and 10 years) with 33, 55GWd/MtU burnup

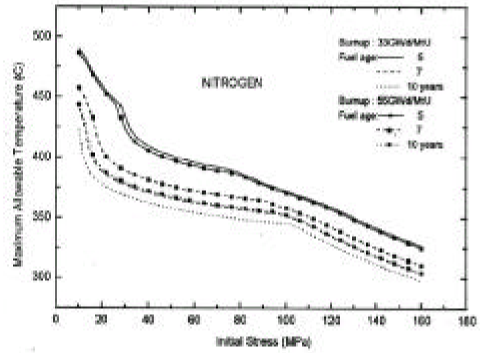


Figure 18 Modified maximum allowable temperature vs. initial cladding stress for various storage year (5,7 and 10 years) with 33, 55GWd/MtU burnup

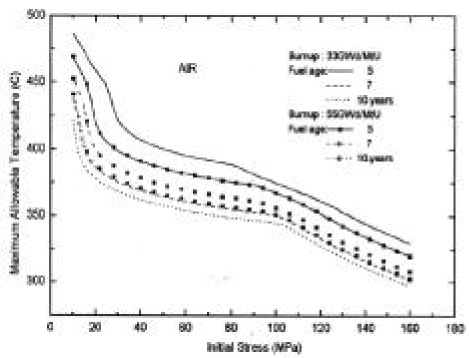


Figure 19 Modified maximum allowable temperature vs. initial cladding stress for various storage year (5,7 and 10 years) with 33, 55GWd/MtU burnup