

State-of-Arts of Primary Concrete Degradation Behaviors due to High Temperature and Radiation in Spent Fuel Dry Storage

사용후핵연료 건식저장 콘크리트의 고열과 방사선으로 인한 주요 열화거동 분석

Jin-Seop Kim, Donghak Kook, Jong-Won Choi, and Geon-Young Kim

Korea Atomic Energy Research Institute, 111, Daedeok-daero 989 beon-gil, Yuseong-gu, Daejeon, Republic of Korea

김진섭*, 국동학, 최종원, 김건영

한국원자력연구원, 대전광역시 유성구 대덕대로 989번길 111

(Received December 20, 2017 / Revised March 12, 2018 / Approved May 18, 2018)

A literature review on the effects of high temperature and radiation on radiation shielding concrete in Spent Fuel Dry Storage is presented in this study with a focus on concrete degradation. The general threshold is 95°C for preventing long-term degradation from high temperature, and it is suggested that the temperature gradient should be less than 60°C to avoid crack generation in concrete structures. The amount of damage depends on the characteristics of the concrete mixture, and increases with the temperature and exposure time. The tensile strength of concrete is more susceptible than the compressive strength to degradation due to high temperature. Nuclear heating from radiation can be neglected under an incident energy flux density of 10^{10} MeV·cm⁻²·s⁻¹. Neutron radiation of $>10^{19}$ n·cm⁻² or an integrated dose of gamma radiation exceeding 10^{10} rads can cause a reduction in the compressive and tensile strengths and the elastic moduli. When concrete is highly irradiated, changes in the mechanical properties are primarily caused by variation in water content resulting from high temperature, volume expansion, and crack generation. It is necessary to fully utilize previous research for effective technology development and licensing of a Korean dry storage system. This study can serve as important baseline data for developing domestic technology with regard to concrete casks of an SF (Spent Fuel) dry storage system.

Keywords: Spent fuel, Dry storage, Concrete, Damage, Radiation degradation, Thermal degradation

*Corresponding Author.

Jin-Seop Kim, Korea Atomic Energy Research Institute, E-mail: kjs@kaeri.re.kr, Tel: +82-42-868-2874

ORCID

Jin-Seop Kim <http://orcid.org/0000-0001-8922-7495>

Jong-Won Choi <http://orcid.org/0000-0003-2169-5991>

Donghak Kook <http://orcid.org/0000-0003-1344-0737>

Geon-Young Kim <http://orcid.org/0000-0001-5502-178X>

사용후핵연료 건식저장 시스템과 관련하여 고온 및 방사선으로 인한 콘크리트 손상과 열화특성에 대해 포괄적으로 문헌분 석을 수행하였다. 고온에 의한 장기열화를 방지하기 위한 콘크리트의 임계온도는 일반적으로 95℃이며, 온도경사는 콘크리 트 균열방지를 위해 60℃ 이하가 되도록 설정하고 있다. 열화정도는 노출온도와 노출시간에 비례하여 증가하는 경향을 나타 내며, 압축강도에 비해 인장강도가 고온에 보다 민감한 특성을 보인다. 한편 방사선의 에너지가 10^{10} MeV·cm⁻²·s⁻¹ 이하일 경 우에는 핵반응으로 인한 가열을 무시할 수 있다. 하지만 콘크리트가 10^{19} n·cm⁻² 이상의 중성자에 혹은 10^{10} rad를 초과하는 감마선량에 노출된다면 콘크리트의 역학적 물성이 점차 감소하는 경향을 보이며, 그 손상정도는 콘크리트 구성재료의 특성 에 의존적이다. 콘크리트에 대한 방사선 조사시 재료의 역학적 물성변화는 주로 온도상승으로 인한 콘크리트 내부 함수량의 변화 및 재료간의 열적물성 차이로 인한 체적증가와 균열발생으로 발생한다. 따라서 건식저장과 관련된 기술의 조속한 확보 및 인·허가를 위해서는 그 간의 선행연구 결과를 최대한 활용할 필요가 있으며, 본 연구결과는 향후 사용후핵연료 건식저장 콘크리트 캐스크 관련 국내 자체기술 개발에 중요한 기초자료로 활용될 수 있을 것이다.

중심단어: 사용후핵연료, 건식저장, 콘크리트, 손상, 방사선적 열화, 열적 열화

1. 서론

사용후핵연료의 건식저장 구조물은 재료적인 측면에서 분류하면 크게 금속 구조물과 콘크리트 구조물로 구분할 수 있다. 사용후핵연료 등 고방사성물질의 수송·저장에 쓰이는 차폐기능을 가진 구조물을 캐스크라 하며, 건식저장은 저장 방식에 따라 금속 캐스크, 콘크리트 사일로, 저장모듈 그리고 볼트방식으로 나눌 수 있다. 캐스크 시스템은 운영상의 유연 성 때문에 최근 미국과 일본에서 많은 원전 운영자들이 선호 하고 있는 저장기술로 알려져 있다[1]. 현재 미국을 중심으로 과거 금속재질의 캐스크 타입에서 콘크리트 캐스크 타입으 로 관심이 증대되고 있으며, 설사 금속캐스크 저장방식이 선택된다 할지라도 최소한 건식저장 캐스크 기초(pad) 및 구조 물 시설보호 등을 위해 콘크리트의 사용을 배제할 수는 없다.

건식저장시설에서 콘크리트의 사용은 두 가지 주요 목적 으로 이용된다. 하나는 구조적인 강도를 제공하기 위함이고 다른 하나는 방사선 차폐의 목적으로 사용된다. 콘크리트 구 조물은 다른 구조재료에 비해 가격이 저렴한 반면 내구성 측 면에서 우수한 것으로 평가되고 있다. 그러나 타설되는 순간 부터 외부로부터의 물리적 또는 화학적인 환경조건과 콘크 리트 본래의 재료적인 특성에 의해 계속적으로 성능이 저하 된다(열화). 따라서 설계수명기간 동안 구조물 본래의 안전 성과 기능성을 확보하기 위해서는 설계단계에서부터 구조물 의 내구성을 고려한 적절한 평가가 이루어져야 한다.

내구성 측면에서 콘크리트 캐스크의 재료적 거동에 영향 을 미치는 주요 이슈는 1) 방사선으로 인한 손상과, 2) 핵연 료 자체의 고열로 인한 열적 손상, 그리고 3) 유해한 화학적 물질의 유입으로 인한 화학적 열화를 수 있다[2-4]. 특히 콘 크리트의 방사화(radiation) 영향에 대한 연구는 1940년 초 반부터 시작되어, 주로 60~70년대 콘크리트 원전 격납시설 과 관련하여 집중적으로 수행된 이후 최근에는 관련 연구가 활발히 이루어지지 않은 상태이다. 하지만 방사화로 인한 콘 크리트의 물리·역학적 특성에 대한 연구는 연구자들 마다 각 기 다양한 결과를 보이고 있다. 심지어 동일 실험조건에서 다른 연구자가 수행한 결과가 서로 모순되는 결과를 나타낸 연구도 있다. 따라서 아직까지 콘크리트의 방사화 특성에 대 해서 총괄적이고 단일 이론을 적용할 수 있는 성과가 나오지 않은 상태이다. 이와 같은 차이는 재료적인 차이뿐만 아니라 배합설계 및 실험조건이 서로 다르기 때문이다.

국내 사용후핵연료 건식저장 시스템 개발이라는 관점 에서 볼 때, 관련 기술 선진국의 경우 저장용기 개발이 대부 분 민간사업자들에 의해 이루어지고 있고 많은 경제적인 부가가치를 창출하는 아이템인 만큼 자세한 연구결과물 등에 대한 내용은 외부에서 입수하기 어려운 실정이다. 또한 토 목·건축 관련 대형 콘크리트 구조물 등의 열화거동에 대한 설계자료 및 문헌연구는 2000년 이후로 상당부분 구축된데 반해, 원전구조물 중 사용후핵연료 중간저장 시설의 방사선 으로 인한 성능저하 및 열화현상에 대한 연구는 매우 드문

상태이다. 국내의 경우, 방사선 조사에 의한 콘크리트 강도저하 등 일부 실험결과가 있을 뿐 대부분이 모델링에 의한 결과이며, 이와 관련된 체계적인 문헌조사 및 연구가 이루어지지 않은 실정이다. 따라서 사용후핵연료의 건식저장 시스템 자체 기술개발을 위해서는 콘크리트의 재료적 특성과 장기 운영에 따른 열화거동에 대해 충분한 이해가 확립되어야 한다.

따라서 본 연구에서는 사용후핵연료 건식저장 시스템과 관련하여 콘크리트가 물리·역학적으로 어떠한 재료적인 특성이 발현하는 지에 대해 포괄적으로 문헌분석을 수행하였다. 이를 위해 사용후핵연료 붕괴열로 인한 열적 손상 그리고 방사선 조사로 인한 방사선적 손상에 초점을 맞추었으며, 그동안 다양한 연구자들에 의해 제시된 콘크리트의 열화거동에 대해 기술하였다. 화학적인 열화와 관련된 연구결과는 다수의 문헌을 통해 확인할 수 있으므로 본 연구의 범위에서 제외하였다[5-7].

2. 방사선과 콘크리트의 상호작용

방사선 조사시 방사선과 물질과의 반응으로 인해 흡수(absorption) 및 감쇄(attenuation)가 발생하며 이는 물질 내에서의 열의 발생을 초래한다. 발생된 열은 차폐체 내에서의 가파른 온도 구배를 유발하여 비정상 응력을 야기할 수 있고, 고온의 온도는 차폐체의 물리적, 역학적 기능저하를 초래하기도 한다. 건식저장 재료로 콘크리트가 겪게 될 열화거동을 살펴보기에 앞서, 방사선과 콘크리트 재료의 주요 상호작용에 대해 간단히 기술하였다.

2.1 방사화에 의한 열발생

흡수 또는 감쇄된 방사선의 대부분은 차폐체 내에서 열로 변환되며, 발생된 열의 양은 광자(photon)와 중성자(neutron)의 감쇄 및 흡수량과 밀접한 관련이 있다. 광자에 의한 열발생량은 주로 광자에 의해 전자로 전이된 운동에너지(kinetic energy)로 인해 발생한다[8]. 이때 광전효과와 전자쌍 생성과 같은 반응들은 에너지 전이로 인해 열을 발생시키며, 에너지 흡수계수(energy absorption coefficient)는 차폐체 내에서 총 광자 에너지가 열로 전환된 율을 측정하는 인자이다. 한편, 차폐체 내에서 중성자와 물질과의 주요 상호

반응은 탄성산란, 비탄성산란, 그리고 중성자 포획이다. 이때 비탄성산란과 중성자 포획은 감마선의 발생을 야기한다. 중성자 포획의 경우, 알파 입자나 광자 입자가 방출될 수 있으며 이러한 반응을 일컬어 하전입자 방출반응(charged-particle-out reaction; (n, α) 과 (n, p))이라고 하며, 이 같은 중성자 반응과정은 열의 발생을 초래한다.

콘크리트에 대한 방사화의 영향은 크게 두 가지 메커니즘이 작용한다. 하나는 방사화로 인한 물질과의 상호작용으로 인해 재료적 특성이 변하는 것으로 재료의 취성화가 그 한 예이다. 두 번째 작용으로는 방사화 에너지 흡수로 인한 재료 내 국부적인 온도상승이다. 조준된(collimated) 감마 포톤(photon)에 노출되었을 때, 차폐 슬래브 내에서의 온도분포는 다음과 같은 식으로 표현될 수 있다 [9-10].

$$\Delta T(x) = \frac{H_0 \lambda^2}{k} (1 - e^{-x/\lambda}) \quad (1)$$

ΔT 는 거리 x (cm)에서의 온도상승이고, H_0 는 heating rate($W \cdot cm^{-3}$), λ 는 감쇄거리(cm)(감마선의 경우= $1/\mu$, 중성자의 경우= $1/\Sigma R$), μ 는 감마선의 선형흡수 계수(cm^{-1}), ΣR 는 고속중성자의 제거단면(removal cross-section), k 는 차폐체의 열전도도($W \cdot cm^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)이다. 이 때, 최대 온도상승은 $H_0 \lambda^2 \cdot k^{-1}$ 이며, x 가 λ 에 비해서 매우 클 경우이다. 또한 이 같은 온도구배로 인해 차폐체 내에 발생하는 평균 열응력은 다음과 같이 산정될 수 있다[9].

$$\sigma_0 = P_0 - \frac{EH_0 \lambda^2 \alpha}{k(1-\gamma)} \left\{ 1 - 2\frac{\lambda}{L} - \left(1 - \frac{2\lambda}{L}\right) e^{-L/\lambda} \right\} \quad (2)$$

P_0 는 가열전 차폐 슬래브에서의 평균응력, σ_0 는 방사열에 의한 차폐 슬래브에서의 평균 응력, E 는 차폐체의 탄성계수, H_0 는 차폐표면에서의 가열속도(initial heating rate), λ 는 차폐체의 감쇄거리(cm), α 는 열팽창 선형계수, γ 는 차폐체의 포아송 비, k 는 차폐체의 열전도도($W \cdot cm^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$), L 는 차폐슬래브의 두께이며, 압축 및 인장응력은 양과 음의 기호로 각각 구분된다.

2.2 콘크리트 내 함수량

콘크리트에 대한 방사선 조사시 재료의 역학적 물성변화는 주로 온도상승으로 인한 콘크리트 내부의 함수량 변화

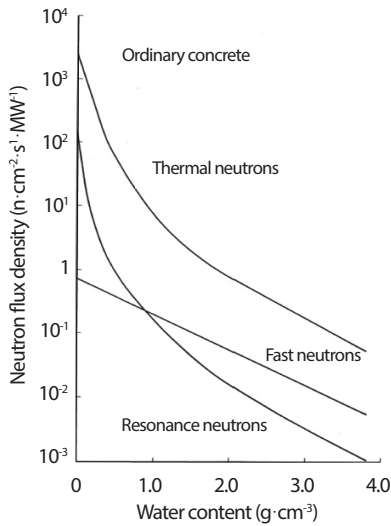


Fig. 1. Neutron flux density in ordinary concrete for different water content [11].

및 재료간의 열적물성 차이로 인한 체적증가와 균열발생으로 기인한다. 중성자 차폐와 관련하여 특히 콘크리트 내 수소 함유량이 매우 중요한 의미를 지닌다. 물은 상당량의 수소를 함유하고 있으므로 방사선 차폐에 있어서 중성자의 감쇄, 콘크리트의 열전도율 등에 영향을 미치며, 결국 차폐체 내에서 온도 분포 및 열응력의 변화를 야기할 수 있기 때문이다. 또한 콘크리트 수축(shrinkage), 밀도 그리고 열팽창(thermal expansion) 등이 함수량에 따라 영향을 받을 수 있다.

콘크리트의 종류에 따라 약간의 차이는 있으나 콘크리트의 두께가 증가함에 따라 열중성자(thermal neutron), 고속중성자(fast neutron) 선속밀도(flux density)는 감소하며 높은 온도에 콘크리트가 노출될수록 열중성자 및 고속중성자 선속밀도는 증가하는 경향을 나타낸다. 또한 선속밀도가 증가(온도 증가)할수록 콘크리트 함수량은 감소하는 경향을 나타내었다. 즉 온도가 상승함에 따라 수소함량은 감소하고, 감쇄거리(relaxation length; λ)는 증가하며, 방사선량은 일반적으로 증가하는 경향을 나타낸다.

중성자 차폐를 위하여 보통 콘크리트를 사용할 경우 함수량은 적어도 4.5~5% 이상은 되어야 한다. 따라서 100℃를 초과하는 온도조건에 노출될 경우 최소 함수량은 차폐체 설계시 반드시 고려해야 하는 인자들 중의 하나이다[9, 12, 13, 14]. Davis (1958)는 방사선 차폐체의 함수량이 4% 이하

이면 차폐체에 심한 결함이 발생함을 보고하였다[15]. 그러나 기존의 연구결과와는 달리 Bunch (1958)는 Hanford에서 수행한 연구결과를 토대로 수분과 수소함량이 부족한 콘크리트로 이루어진 차폐체 또한 방사선 차폐성능에 부족함이 없다고 기술하였다[16]. ORNL (Oak Ridge National Laboratory)는 4% 이상의 함수량 조건에서는 콘크리트 차폐체 설계두께가 중성자 보다는 감마선에 보다 더 의존적임을 언급하였다[17].

아직까지 방사선 차폐용 콘크리트의 최적 함수량에 대한 일반적인 이론이 정립되지는 않았지만 밀도와 함수량이 높은 콘크리트일수록 방사선 차단을 위한 두께는 감소한다는 점을 주지할 필요가 있다. 그러나 함수량의 증가는 콘크리트 내에 물/시멘트 비에 영향을 미쳐 결국 콘크리트의 역학적 성능저하와 관련이 있으므로 종합적인 접근이 필요할 것이다.

3. 온도상승으로 인한 콘크리트 열화

보통 포틀랜드시멘트와 골재를 이용한 기존의 일반 콘크리트의 경우 고온에 노출되었을 때 다양한 반응 및 구조적인 변화가 콘크리트 내에 발생하게 된다. 이는 결정질 변형(crystal transformation)과 재결정화 과정(recrystallisation process) 그리고 물과 이산화탄소의 유리화(liberation)로 인한 열화(degradation) 및 탈수(dehydration)가 포함될 수 있다. 결정질 변형은 주로 골재에서 발생하며, 소위 말하는 콘크리트 열화는 경화된 시멘트 페이스트에 주로 발생하게 된다[18]. 일반적으로 온도가 상승하면서 콘크리트 내의 증발 가능한 수분은 약 180℃에서 탈수(dehydradtion)와 시멘트 겔(cement gel)의 파괴로 인해 제거된다. 또한 약 500℃에서는 portlandite로 불리는 $Ca(OH)_2$ 가 분해되기 시작하여 약 700℃에서 경화시멘트 내의 CSH (Calcium Silicate Hydrate)가 파괴된다. 1200℃에 이르러서는 콘크리트 내의 일부 물질이 녹기를 시작하여 1300~1400℃에서 콘크리트가 액체상태로 존재하게 된다[19]. 일반적으로 콘크리트의 압축·인장강도 및 탄성계수, 밀도 등은 온도증가에 따라 감소하는 경향을 나타낸다. 앞서 언급한 공학적 인자들이 콘크리트의 온도상승으로 인해 어떠한 영향을 받는지에 대해 다음에 정리하였다.

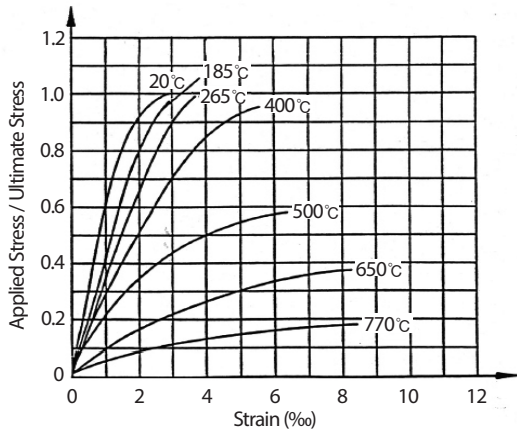


Fig. 2. Stress-strain relation of siliceous aggregate concrete under high temperature unsealed condition [18].

3.1 역학적 물성변화

3.1.1 응력-변형률 관계

변형률이 작은 영역에서는 콘크리트 구조물의 구조해석이 탄성계수나 강도와 같은 탄성물성 정보만으로도 가능하다. 하지만 고온과 같이 큰 변형률이 발생하는 경우에는 탄성-소성해석이 필요하다. 이를 위해서는 해당 온도에 부합하는 콘크리트의 하중-변형이나 응력-변형률 관계 등의 정보가 필요하다. 상당히 많은 연구자들에 의해 콘크리트의 응력-변형률 변화에 대해 연구가 수행되었다. 하지만 일반적으로 이러한 연구들은 최대응력 조건 이하에서 잘 맞으며, 최대응력 이상에서는 매우 다르게 거동하는 특징을 보여준다.

Fig. 2는 규산질 골재(siliceous aggregate) 콘크리트의 온도에 따른 응력-변형률 결과를 보여주고 있다. 실험을 하는 동안 시료는 수분이 배출될 수 있도록 비밀봉(unsealed) 방식으로 유지하는 방법이 있는가 하면 반대로 수분이동을 억제하기 위해 밀봉 방식으로 실험을 하는 방법도 있다. 밀봉 실험을 하는 경우에는 구조물의 부피가 큰 중량 콘크리트에 대해 수행한다. 이는 내부의 수분이 대기중의 표면으로 배출되는 데 상당한 시간이 소요되기 때문에 밀봉상태로 구조물을 모사하기 위함이다. 반면 비밀봉 시료의 경우는 구조물이 환기나 대기 노출로 인해 쉽게 수분이동이 될 수 있는 구조물에 적용하는 방식이다. Fig. 2의 경우에는 시료를 비밀봉로 유지한 상태에서 실험을 수행한 결과이다.

온도가 증가함에 따라 최종 변형률(ultimate strain)이 크게 증가하며 강성이 감소함을 볼 수 있다. 정상상태(steady state) 조건 하에서 콘크리트 강도, 물-시멘트 비, 가열 속도 그리고 시멘트의 종류는 콘크리트의 응력-변형률 거동에 상대적으로 큰 영향을 주지는 않는다. 그러나 골재-시멘트 비와 골재의 종류는 응력-변형률 곡선의 모양에 크게 영향을 미치며, 강한 골재(예, 규산질 혹은 현무암질 골재)의 사용이 연한 골재(예, 경량골재)에 비해 가열온도 조건(예, >550°C)에서 초기 기울기의 감소폭이 더 가파름을 알 수 있다. 한편 양생 조건은 응력-변형률 거동에 상대적으로 낮은 온도(< 300°C)에서만 영향을 미친다.

3.1.2 탄성계수(Modulus of Elasticity)

콘크리트 탄성계수에 대한 고온의 영향을 규명하기 위해 많은 연구자들이 다양한 실험을 수행하였다. Table 1은 관련 연구결과를 정리한 자료이다. 대부분의 콘크리트의 재료적 특성이 다르기 때문에 결과의 분산정도가 크지만 대체적으로 잔류탄성비(시료를 가열한 후 실온으로 냉각시켰을 때의 탄성계수/ 가열 전의 시료의 탄성계수)가 100°C에서는 약 65~90%, 400°C에서는 30~55%이며 평균적으로 100, 200, 300, 400°C에서의 잔류강도비는 75, 60, 50, 40% 정도이다. 일반적으로 온도가 증가할수록 콘크리트의 탄성계수는 감소하며 온도가 100°C를 초과하게 되면 탄성계수의 잔류강도비는 압축강도와 인장강도의 잔류비보다 작은 것을 확인할 수 있다.

따라서 화재에 노출된 콘크리트나 건식저장 콘크리트 용기와 같이 고온의 온도조건에 노출된 콘크리트는 탄성계수의 감소효과에 특히 주의할 필요가 있다. 이는 곧 과대 변형과 직접적인 관계가 있기 때문이다. 골재의 특성 또한 온도에 있는 콘크리트의 탄성계수에 영향을 주는 주요 인자이다. 80°C 온도에서 석회암과 돌로마이트의 혼합골재를 사용한 콘크리트의 탄성계수 잔류강도비는 약 70%, 휘록암, 현무암, 안산암을 골재로 사용한 콘크리트들의 평균 잔류강도비는 약 80%, 석영질 자갈과 사암을 골재로 사용한 콘크리트들의 잔류강도비는 약 90%인 것으로 조사된 바 있다[17].

3.1.3 압축강도(Compressive Strength)

다양한 골재로 이루어진 일반 콘크리트(OPC; Ordinary Portland Cement)에 대해 다양한 연구자에 의해 수행된

Table 1. Residual ratios for compressive strength, tensile strength and modulus of elasticity of ordinary concrete at elevated temperature [19]

Temp. (°C)	Residual ratio* (%)								
	Compressive strength			Tensile strength			Elastic modulus		
	Lower limit	Upper limit	Average	Lower limit	Upper limit	Average	Lower limit	Upper limit	Average
20	100	100	100	100	100	100	100	100	100
50	70	95	85	65	75	70	70	95	85
90	65	90	80	65	80	75	70	85	80
100	65	90	80	70	80	75	65	90	75
200	85	110	100	60	85	70	50	70	60
300	70	100	85	50	70	60	40	60	50
400	55	95	75	35	55	45	30	55	40

*Residual ratio(%) = Value after heating/Value before heating × 100

온도에 따른 압축강도의 변화를 Fig. 3에 나타내었다. 공통된 실험조건은 비밀봉 조건으로 시료 외부로의 수분이동이 자유로운 상태였으며, 각각의 실험은 일정온도로 가열한 후 상온조건으로 다시 냉각을 시킨 상태에서 측정이 이루어졌다.

가열 후 잔류강도의 변화폭이 큰 편이나, 일반적으로 약 90°C까지는 압축강도가 점차로 감소하여 80~90°C 사이에선 강도감소가 10~35%에 이른다. 이때의 강도감소는 골재와 경화된 시멘트 페이스트의 열팽창계수가 서로 다르기 때문에 경계면에서 발생하는 응력 및 이로 인한 미세균열(micro-cracking)이 주요 원인으로 알려져 있다[20]. 이 같은 변화는 사용골재에 따라 그 편차가 크며, Blundell (1969)의 연구결과에 의하면 석회암 골재 콘크리트는 85~95°C까지 가열시 약 30%의 압축강도가 감소하였고, 석영질 골재 콘크리트의 경우는 그 감소폭이 약 15%이었음을 보고하였다. 또한 콘크리트의 강도감소가 골재의 '탄성계수/열팽창계수' 비에 함수 관계가 있음을 제시하였다[21].

온도가 90°C 이상으로 증가하였을 때, 압축강도는 90°C에서의 콘크리트 압축강도 보다 크게 증가한다. 온도가 90~200°C 사이에서 잔류강도 비(시료를 가열한 후 실온으로 냉각시켰을 때의 강도/ 가열 전의 시료의 강도)의 상한값이 90%에서 100%로 증가하였고, 하한값은 65%에서 85%로 증가하였다(Fig. 3). 이 같은 현상은 다공성 매질에서 일반적으로 건조시료가 포화시료에 비해 압축강도가 크게 나오는 현상과 일치하며, 이는 콘크리트 수화현상(hydration)의 가속화

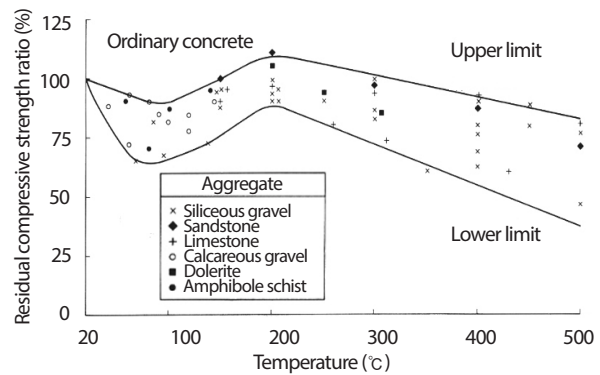


Fig. 3. Effects of temperature on the compressive strength of unsealed ordinary concrete [8].

및 유효응력 개념으로 설명이 가능하다. 따라서 이 구간에서의 강도증가는 콘크리트의 빠른 건조(rapid drying) 과정으로 인한 현상이며, 이는 골재와 시멘트 페이스트의 열팽창률 차이에 따른 미세균열로 인한 강도감소를 상쇄할 수 있는 정도이다.

200°C 이상의 고온에서는 콘크리트가 완전히 건조되었을 때, 다양한 원인으로 인해 압축강도가 감소한다. 이 요인은 콘크리트의 열화과정에 영향을 미쳐 경화시멘트 내에서 화학적 그리고 광물학적인 변화를 야기한다. 500°C에서의 강도감소는 최소 15%에서 최대 60%까지 변화하며, 200°C에서 500°C의 범위에서 콘크리트의 압축강도는 온도증가에 따라 대략 선형적인 감소를 보인다.

3.1.4 인장강도(Tensile Strength)

콘크리트의 잔류 인장강도비 또한 온도증가와 함께 감소하는 경향을 나타냄을 알 수 있다. 인장강도가 압축강도 보다 온도에 더욱 민감한 것으로 알려져 있다(Table 1). 또한 고온에 노출된 뒤 대기 중에 콘크리트를 두더라도 인장강도의 강도회복(Autogenous Recovery)은 발생하지 않는다[17].

포화된 콘크리트가 100, 200, 300, 400℃ 온도에 노출되면 평균적인 잔류강도비는 60, 45, 30, 20% 정도에 이르며, 이는 건조상태 시료 보다 약 20% 정도 낮은 결과를 보인다 [19]. Harada 외(1972)는 다양한 골재를 사용한 콘크리트에 대해 인장강도시험을 수행하였다[22]. 사암을 골재로 사용한 콘크리트를 150, 250, 350, 450℃의 조건에 노출시켰을 때, 잔류 인장강도비는 85, 75, 60, 50% 정도이며, 석회암 콘크리트는 최대온도가 220, 320, 420℃일 때 잔류 인장강도비가 55, 45, 30%이었음을 보고하였다.

3.1.5 부착강도(Bond Strength)

일반적으로 ISFSI (independent spent fuel storage installation)의 콘크리트 구조물에는 주로 철근콘크리트가 사용된다. 온도증가에 따라 콘크리트와 철근과의 부착강도 역시 감소하는 경향을 보인다. 이때, 이형철근이 원형철근에 비해 콘크리트와의 부착강도가 성능면에서 우수한 것으로 알려져 있다[23].

온도조건 100, 200, 300, 400, 500℃ 하에서 보통콘크리트와 8 mm 직경의 원형 및 이형 철근 사이의 부착강도를 측정한 결과, 잔류 부착강도비가 각각 원형철근은 65, 55, 45, 20, 10% 그리고 이형철근은 99, 97, 95, 80, 55%으로 보고된 바 있다[23-24]. Hertz (1972)는 동일 실험조건에서 잔류 부착강도비를 95, 85, 70, 60, 40%으로 보고하였다 [24]. 이와 같이 여러 연구자들의 부착강도 실험결과에 많은 차이가 나는 이유는 실험과정, 시료 형태, 골재종류, 양생조건, 콘크리트의 수분함량과 철근 표면 조건 등이 다르기 때문이다.

3.2 물리적 물성변화

3.2.1 열전도도(Thermal Conductivity, k)

콘크리트의 열전도도는 초기 함수량과 온도상승으로 인한 함수량 변화에 의존을 하게 된다. 열을 가하기 전 콘크리트가

이미 건조된 상태라면, 온도가 증가할수록 열전도도는 선형적으로 감소하는 경향을 나타낸다. 이는 콘크리트가 건조되면서 내부의 함수량이 감소하기 때문이다. 하지만 포화된 콘크리트의 경우에는 온도증가에 따라 열전도도가 오히려 증가되는 현상도 발생한다. 이는 물의 열전도도가 약 130℃까지 증가하다가 그 이후 감소하는 경향과 관련이 있는 것으로 알려져 있다.

규산질 골재(siliceous aggregate)로 이루어진 기 건조 콘크리트의 열전도도는 온도가 20℃에서 500℃로 증가됨으로써 약 60% 선형적으로 감소하였다. 반면에 초기에 포화된 콘크리트는 약 60℃의 온도 상승으로 열전도도가 약 10% 증가되었다. 100℃ 이상의 온도에서 일반콘크리트의 열전도도는 상당히 줄어드는 경향이 있다. 300℃에서의 평균적인 열전도도 값은 20℃의 약 65%에 해당되며, 그 감소는 콘크리트가 건조되면서 내부의 함수량이 감소하기 때문으로 평가된다[19, 25].

3.2.2 열 팽창계수(Thermal Expansion, α)

일반적으로 온도증가에 따라 콘크리트의 열팽창계수 또한 선형적으로 증가하는 경향을 나타낸다. 온도가 증가하면 콘크리트의 수분함량은 감소하고, 이로 인해 콘크리트가 건조수축을 하게 된다. 이러한 수축은 경화된 시멘트 페이스트에서 주로 발생하게 된다. 콘크리트 내의 골재는 가열과 함께 팽창하려는 성질을 가지고 있다. 수분 손실로 인한 수축효과가 사라지기 전까지 온도 상승으로 인한 열적 변위(thermal strain)는 열팽창(thermal expansion)과 건조수축(drying shrinkage)의 조합으로 나타낼 수 있다. 건조를 동반한 온도 상승은 초기 수분함량에 영향을 받으며, 열팽창 효과가 건조 수축량을 초과하면 결과적으로 콘크리트는 팽창을 하게 된다.

Schneider (1982)는 수분함량과 건조수축의 이 같은 관계가 일반적으로 온도 200℃ 이하에서 적용된다고 설명하였다[17]. 200℃까지는 온도증가와 함께 열팽창이 대략 선형적으로 증가하지만, 이 이상의 온도에서는 골재의 변형과 그리고 골재와 시멘트 페이스트 사이의 결합력이 깨지면서 열팽창율이 훨씬 빠르게 증가하는 현상이 발생하기 때문이다 [19, 26]. 대부분의 콘크리트는 600~800℃ 이상에서 열팽창이 거의 증가하지 않는다. 콘크리트의 열팽창계수에 가장 큰 영향을 주는 요소 중의 하나는 골재이다. 열팽창계수가 낮고

Table 2. Effects of elevated temperatures on the physical and mechanical properties of ordinary concrete [27]

Properties	Value at 90 days ^(b)	Residual ratio (%) ^(a)					
		23℃ 28 days ^(c)	23℃ 90 days ^(c)	85℃ ^(d)	140℃ ^(d)	200℃ ^(d)	350℃ ^(d)
Density(g·cm ⁻³)	2.35	102	100	98	96	95	94
Coefficient of thermal expansion(10 ⁻⁶ ·℃ ⁻¹)	7.63	101	100	96	-	88	79
Compressive strength (MPa)							
- Cylinders(15×30 cm)	31.3	78	100	83	71	90	59
- Modified cubes (15×15×15 cm)	33.9	78	100	89	101	102	98
Modulus of rupture (MPa)	3.4	120	100	95	96	94	33
Modulus of elasticity (MPa)							
- Static	27.2	118	100	83	64	67	33
- Dynamic	29.7	118	100	88	92	50	28
Bond strength (MPa)	2.2	194	100	83	83	18	11
Length change (%)	-0.031	+0.002	-0.031	-0.049	-0.090	-0.095	-0.122

(a) Value of concrete property as a percentage of the value after 28 days moist curing and 62 days air curing at room temperature, I.e. total of 90 days

(b) 28 days moist and 62 days in laboratory air

(c) Moist cured for 28 days

(d) As for (b) and then heated for two weeks at stated temperature before testing after cooling to room temperature

(e) At room temperature after heat treatment

미세결정질의 골재를 사용한 콘크리트일수록 상대적으로 낮은 열팽창 특성을 보인다. 또한 콘크리트가 고온(600~800℃)에 노출되어 콘크리트 내부에서 탈탄산화가 종료되면 더 이상의 열팽창현상은 발생하지 않는다. 또한 콘크리트 내 골재 함량이 증가할수록 열팽창계수는 감소하는 것으로 알려져 있다. 일반콘크리트의 온도증가로 인한 물리적, 역학적 특성 변화에 대해 Table 2에 나타내었다.

3.2.3 열 사이클링(Thermal Cycling)

원자로의 경우 다양한 이유로 인해 수차례의 shut-down을 반복하게 된다. 따라서 이로 인해 콘크리트는 가열 및 냉각 등 수차례의 열 사이클을 겪게 된다. 건식저장용기 역시 정도와 빈도에 차이가 있지만 동/하절기, 낮/밤, 우/건기에 따라 소폭의 열 사이클을 겪게 된다.

Crispino (1972)은 석회암 골재 콘크리트를 대상으로 23℃에서 최대 300℃와 350℃까지 각각 6번의 가열/냉각의 열사이클을 수행하였다[20]. 최대온도 300℃ 가열의 경우 첫 사이클로

인해 25%의 압축강도가 손실되었으며, 최종 6번의 열사이클 후에는 약 45%가 감소되었다. 반면 최대온도 350℃ 가열의 경우에는 첫 사이클에서 30%, 마지막 사이클에서 65%의 압축강도가 감소하였다. Weigler와 Fischer (1972)는 규산질 골재 콘크리트에 대해서 초기재하를 준 상태에서 300℃까지 3번의 열사이클링을 주었을 때 강도에는 큰 변화가 나타나지 않았지만, 최대 온도를 600℃로 증가시켰을 때에는 압축강도가 반으로 줄었으며 그 감소폭은 첫 사이클에서 최대가 되었음을 보고한 바 있다[28].

3.2.4 열 확산률(Thermal Diffusivity)

열 확산률은 원자로 관련 구조물에서 열유동을 계산하는데 중요한 물성 중의 하나이다. 이는 콘크리트 구성물질의 열적 특성으로 결정되며, 일반적으로 열전도도를 증가시키는 요인은 동일하게 열 확산률을 증가시키는 경향이 있다. 열 확산률을 증가시키는 골재에는 현무암(basalt), 유문암(rhyolite), 화강암(granite), 석회석(limestone), 조립현무암

(dolerite), 그리고 규암(quartzite)이 포함된다. 콘크리트의 열확산률(thermal diffusivity)은 온도 증가와 함께 대략 선형적으로 감소하는 경향을 나타내며, 약 500℃에서 그 평균 감소량은 약 50%에 해당한다[22].

3.2.5 밀도(Density, ρ)

20~150℃ 사이에서 일반 콘크리트의 밀도는 보통 2.2~2.4 t·m⁻³가 되며, 특히 골재의 종류와 함유량에 의존하게 된다. 밀도는 콘크리트의 열팽창률에 영향을 받으며, 이 온도범위에서는 수분손실로 인해 약 0.1 t·m⁻³의 밀도변화를 야기할 수 있다. 150~600℃ 사이에서 석회암(limestone) 골재 콘크리트의 밀도변화는 거의 없다. 하지만 이 온도영역에서 규산질 골재 콘크리트(siliceous aggregate concrete)가 석회질 골재 콘크리트(calcareous aggregate concrete)보다 밀도가 더 빠르게 감소되고, 이는 석영질 암(quartzite)의 열팽창률이 훨씬 더 크기 때문이다. 현무암 골재(basalt aggregate)는 열팽창률이 낮으므로 이들 골재로 이루어진 콘크리트는 상대적으로 밀도 감소가 적은 경향을 나타낸다[17]. 석회암(limestone) 골재는 온도증가로 인해 탈산염화(decarbonation)가 약 600~900℃에서 시작을 하며, 이로 인한 공극률(porosity) 증가로 인해 석회암 콘크리트(calcareous concrete)의 밀도가 1.4 t·m⁻³까지 내려갈 수 있다.

3.2.6 비열(Specific Heat, c)

콘크리트의 비열은 함유량과 관련된 인자이다. 초기 건조상태의 콘크리트는 온도증가와 함께 비열이 대략 선형적으로 증가한다. 한 예로 초기 건조상태 콘크리트를 550℃로 가열하였을 때, 콘크리트의 비열은 가열 전에 비해 약 75%가 증가되며, 초기 습윤 상태의 콘크리트는 약 90℃의 온도증가로 비열이 초기값의 약 2~3배까지 증가한다[29, 30]. 이 같은 증가는 일시적인 현상으로 콘크리트 내 증발수나 자유수의 증발로 인한 결과이다. 만약 콘크리트가 영구적으로 물로 포화되어 있다면, 90~100℃에서의 비열증가 현상은 좀처럼 나타나지 않는다[19].

3.2.7 포아슨 비(Poisson's Ratio)

콘크리트의 포아슨 비는 0.11~0.32까지 변하며, 보통 0.15~0.2의 범위가 일반적이라 할 수 있다. 하지만 지금까지의 문헌들을 살펴볼 때, 포아슨 비에 대한 가열온도의 영향은

아직 명확히 규명되어 있지 않아 온도변화에 대해 일괄적인 경향을 나타내지 않는다. 일부 연구에서는 온도 증가에 따라 포아슨 비가 감소한다고 보고된 반면, 다른 연구에서는 20℃에서 400℃의 구간에서 포아슨 비가 0.11~0.25의 분포를 보이거나, 400℃ 이상에서는 포아슨 비가 증가한다고 보고된 바 있다[31].

4. 방사화에 의한 콘크리트 물성변화

방사선은 차폐용 콘크리트 구조물 내에서 감쇄 또는 흡수과정을 통해 대부분 열에너지로 전환된다. 이는 재료의 물리적, 역학적, 화학적 특성에 영향을 주게 되며 이를 방사선 손상(radiation damage)라 한다. 또한 중성자는 원자의 핵과 충돌하여 에너지를 방출하므로써 평형상태에 있는 물질의 결정구조를 바꾸어 내부에 격자결함을 유발한다. 그러나 콘크리트가 방사선에 노출되었을 때, 내구성능의 저하가 열에 의한 손상인지 방사선에 의한 손상인지를 구분하는 것은 매우 어렵다. 많은 경우에 있어 이 두 가지 메커니즘을 서로 명확히 구분하기란 불가능하다. 콘크리트 재료의 역학적 물성변화는 주로 온도상승으로 인한 콘크리트 내부 함유량의 변화와 재료간 열적물성 차이로 인한 체적증가 및 균열생성으로 발생한다.

콘크리트의 방사선 손상에 대한 연구결과는 그리 많지가 않은 실정이다. 그 이유는 방사선 조사와 관련된 콘크리트 실험에 제약이 많이 따르고, 콘크리트 구성재료의 특성과 실험방법 등이 연구자 마다 서로 달라 직접적인 비교가 힘들기 때문이다. 따라서 다음에 방사선이 콘크리트의 역학적, 물리적 특성에 미치는 일반적인 특성에 대해 그 동안의 문헌들을 분석하였다.

4.1 골재 및 시멘트 페이스트

방사선에 노출된 콘크리트의 물성변화는 콘크리트를 구성하는 골재 특성과 매우 밀접한 관계가 있다[32]. 골재에 방사선이 조사되면 골재를 구성하는 광물의 격자구조가 변하게 되며, 이는 체적변화를 일으키게 된다. 예를 들어 1 MeV의 고속중성자는 입자내 격자결함을 발생시키기에 충분하다. 공유결합으로 이루어진 규산질 골재는 이온결합으로 구성되어

Table 3. Effects of neutron irradiation on the compressive strength of concrete [36]

Neutron fluence (n·cm ⁻²)	Compressive strength (%)					
	Unirradiated unheated*	Irradiated		Unirradiated heated*	Irradiated	
		Lower limit	Upper limit		Lower limit	Upper limit
2×10 ¹⁸	100	80	115	100	80	105
2×10 ¹⁹	100	80	110	100	75	105
2×10 ²⁰	100	60	85	100	-	95
2×10 ²¹	100	35	45	100	-	60

(a) The compressive strengths of the unheated unirradiated specimens were not the same as the heated unirradiated specimens

있는 석회암 골재보다 방사선에 더욱 큰 영향을 받는다. 하지만 석회암의 주요 구성물인 탄산칼슘의 경우 10²⁰ n·cm⁻²의 고속중성자 선량에 노출되어도 골재에는 큰 변화가 발생하지 않는다[33].

Seeberger와 Hilsdorf (1979)[34]는 다양한 골재를 대상으로 방사선과의 상호작용에 대해 연구를 수행하였다. 중성자 선량 5×10¹⁸, 1×10¹⁹, 5×10¹⁹, 1×10²⁰ n·cm⁻²에 노출시켜 시료의 변화를 측정하였다. 방사선 조사로 인해 온도가 약 150℃까지 상승하였으며, 현무암, 각섬석, 석회암 시료의 경우 열중성자 1×10²⁰ n·cm⁻²와 고속중성자 5×10¹⁸ n·cm⁻²가 함께 조사된 조건에서 눈에 띄는 길이변화는 발생하지 않았고, 반면에 석영과 중정석의 경우 0.03%와 0.1%의 길이변화가 발생하였다. 화강암의 경우 열중성자 5×10¹⁸ n·cm⁻²와 고속중성자 2.5×10¹⁷ n·cm⁻²가 함께 조사된 뒤 길이는 약 1% 증가하였고, 열중성자 1×10¹⁹ n·cm⁻²와 고속중성자 5×10¹⁷ n·cm⁻²의 조건에서는 화강암 시료가 완전히 부서졌다. 이 같은 이유는 화강암 구성광물들의 열팽창계수가 서로 다르기 때문인 것으로 보고하였다.

그러므로 규산질 콘크리트의 경우 방사선 노출시 길이증가의 가장 큰 원인은 온도상승이라고 할 수 있으며, 중성자에 높은 저항성을 가진 콘크리트를 제작하기 위해서는 다양한 광물들로 구성된 골재사용을 피해야 한다. 일반적으로 방사선에 노출된 콘크리트 체적 증가의 가장 큰 원인은 골재의 체적 증가 때문이다. 골재의 강도와 탄성계수의 변화 또한 골재 내부에 존재하는 미세구조의 변화가 주요 원인으로 판단된다. 영국원자력공사(UKAEA)는 포틀랜드 시멘트 페이스트와 방사선과의 관계에 대한 연구를 수행하였다. 고속중성자

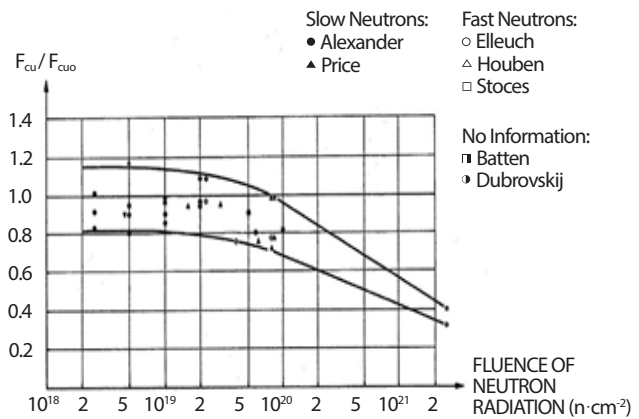


Fig. 4. Compressive strength of concrete exposed to neutron radiation F_{cu} related to strength of untreated concrete F_{cu0} (F_{cu}/F_{cu0}) [38-39].

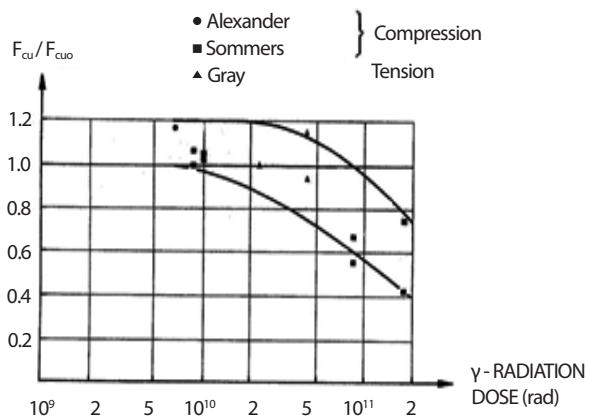


Fig. 5. Compressive and tensile strength of concrete exposed to gamma radiation F_{cu} related to untreated concrete F_{cu0} (F_{cu}/F_{cu0}) [38-39].

선량 $1\sim 3 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 에 노출된 콘크리트의 길이는 약 1%정도 감소하였으며, 길이감소의 주된 원인을 온도상승(45°C)으로 인한 수분증발이라고 분석하였다[32]. 따라서 시멘트 페이스트에 일정량 이상의 방사선 조사시 길이감소가 수반되며, 이는 방사선에 의한 온도상승으로 인해 콘크리트 내부의 수분증발과 중량감소로 체적이 변하기 때문임을 알 수 있다.

4.2 역학적 물성변화

4.2.1 콘크리트 압축강도

방사선과 열이 콘크리트에 어떠한 영향을 주는지에 대한 명확한 규명을 위해서는 많은 추가연구가 필요하지만, 지금까지의 연구들을 종합해 볼 때 압축강도의 감소는 방사선 손상 보다는 방사선 조사시 발생하는 열에 의한 손상과 더 밀접한 관계가 있다고 판단된다.

Dubrovskii 외(1967)는 방사선이 보통콘크리트의 압축강도에 어떠한 영향을 주는지에 대한 실험을 수행하였다[35]. 총 중성자 플루언스가 약 $5 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ (이때 고속중성자 선량은 $5 \times 10^{17} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$)일 때 압축강도의 뚜렷한 변화는 발생하지 않았으나, 약 $1.45 \times 10^{20} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ (이때 고속중성자 선량은 $3 \times 10^{18} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$)일 경우 압축강도는 10~20%정도 감소하였으며 그 때 최대온도는 $100\sim 350^\circ\text{C}$ 이었음을 보고하였다. Hilsdort 외(1978)는 여러 연구결과를 통하여 특정 콘크리트는 중성자플루언스 $5 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 이하에 노출되더라도 강도변화가 거의 발생하지 않지만, 일부 콘크리트에서는 $5 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 보다 더 낮은 중성자 조사선량에 노출되더라도 강도저하가 발생함을 확인하였다[36].

따라서 콘크리트 종류 및 실험조건에 따라 다르지만 평균적으로 중성자플루언스 $10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 를 초과하면 콘크리트 강도 감소는 확연하게 발생한다고 판단할 수 있다. Table 3은 고온 및 방사선에 노출된 콘크리트 시료의 실험결과를 나타낸 것이다. 방사선에 노출된 시료의 경우 압축강도의 분산이 매우 큰 분포를 보이며, 고속중성자가 열중성자 보다 더욱 큰 방사선 손상을 야기하는 것으로 판단된다.

Alexander (1963)는 10^{10} rad 이하의 감마선 조사시 일반 콘크리트에 비해 큰 강도변화는 발생하지 않았으나, 10^{11} rad 를 초과하는 감마선에 노출시 압축강도가 약 25~60% 감소한다고 보고하였다[37]. 중성자와 감마선에 노출된 콘크리트의 압축강도 비를 Fig. 4와 Fig. 5에 각각 나타내었다.

4.2.2 탄성계수

방사선에 노출된 콘크리트의 동탄성계수는 일반적으로 방사선에 의해 발생된 열에 의해 감소하는 경향을 보인다. 또한 경량골재의 사용은 골재의 낮은 밀도로 인해 방사선에 의하여 발생하는 고온에 저항성을 높이는 것으로 알려져 있다. 또한 일반적으로 $10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 를 초과하는 중성자에 노출된 콘크리트의 탄성계수는 비교 시료의 탄성계수보다 낮다. 이러한 동탄성계수 감소의 주된 원인은 고온의 온도와 방사선 손상으로 인한 체적변화인 것으로 판단된다.

Kelly 외(1968)는 석회암 골재 콘크리트에 선량 1×10^{19} 와 $2 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 의 고속중성자 조사시 동탄성계수가 비교 시료 보다 약 10%와 20% 각각 감소한다고 보고하였다[32]. Elleuch 외(1972)는 사문암 골재와 고알루미나 시멘트를 주요 성분으로 한 콘크리트에 고속중성자 조사선량 3×10^{19} 와 $10^{20} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 의 조사로 온도는 약 $150\sim 240^\circ\text{C}$ 까지 상승하였으며, 동탄성계수가 각각 40%와 45% 정도 낮아졌음을 기술하였다[33]. 그리고 방사선 조사 없이 160°C 와 200°C 의 온도로 가열된 시료의 동탄성계수 측정결과 각각 23%, 24% 감소하였다.

한 가지 주목할 만한 점은 대부분의 실험결과를 검토해 보면 방사선에 의하여 콘크리트에 발생한 손상이 방사선 자체의 원인인지 방사선 열에 의한 것인지 명확하게 언급하지 않고 있으며, 감마선 자체가 콘크리트의 탄성계수에 어떠한 영향을 주는지에 대해서도 언급하고 있지 않았다.

4.2.3 인장강도 및 휨강도

UKAEA(1968)는 포틀랜드시멘트와 석회암 골재를 주 원료로 한 콘크리트가 방사선에 노출되었을 때 발생하는 인장강도 변화를 연구하였다[32]. 석회암 콘크리트의 경우 $4.7 \times 10^{10} \text{ rad}$ 의 감마선에 노출된 시료의 인장강도는 6.4 Mpa로 약 7% 감소하였고, $3 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 의 고속중성자에 노출되었을 때는 온도가 약 45°C 까지 상승하면서 인장강도는 약 50%정도 감소하였음을 보고하였다. 또한 이 같은 강도감소의 주된 요인은 고속중성자로 인한 골재의 부피변화임을 언급하였다.

한편 Elleuch 외(1972)는 사문암 골재와 고알루미나 시멘트로 구성된 콘크리트에 대한 휨강도 실험을 실시하였다[33]. 고속중성자 선량 $2 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 에 휨강도가 65% 정도 감소하였고, $10^{20} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 에 의해 $160\sim 200^\circ\text{C}$ 의 온도상승과 더불어

Table 4. Effect of neutron irradiation and temperature on the flexural strength and modulus of elasticity of concrete [40-41]

Constituents of mix	Percentage of unirradiated, unheated value								
	Flexural strength			Dynamic E			Static E		
	Temp. gradient 125-275℃	Heated to 400℃	Irradiated	Temp. gradient 125-275℃	Heated to 400℃	Irradiated	Temp. gradient 125-275℃	Heated to 400℃	Irradiated
OPC+barytes	71	78	69	75	64	58	65	63	55
PBFC+barytes	45	63	100	59	51	66	66	56	82
OPC+magnetite	84	74	78	87	82	84	>100	90	80
OPC+Hollith	85	68	>100	75	59	100	80	56	87

OPC = Ordinary Portland cement
 PBFC = Portland blas-furnace cement
 Hollith = Lightweight aggregate

약 80%정도의 강도감소가 발생하였다. Gray [43]는 감마선과 인장강도와의 관계를 분석하였다. 2~4×10¹⁰ rad의 감마선에 노출된 시료의 인장강도는 거의 변하지 않았으나, 10¹⁹ n·cm⁻²의 중성자 조사에 의해 인장강도가 감소하기 시작하였으며 그 감소율은 압축강도의 감소율보다 더욱 크다고 보고하였다.

4.3 물리적 물성변화

4.3.1 열전도율(Thermal Conductivity)

중성자가 콘크리트의 열전도율에 미치는 영향은 다양하지만 일정 선량 이상에서는 열전도율의 저하가 뚜렷이 발견된다. Kelly 외(1968)는 중성자가 석회암 콘크리트의 열전도율에 미치는 영향을 분석하였다[32]. 중성자 선량이 1×10¹⁹ 과 3×10¹⁹ n·cm⁻²일 때 열전도도가 각각 35%와 55% 감소하였으며, 방사선에 노출된 콘크리트의 열전도율 변화는 방사선에 노출된 골재 열전도율의 변화와 유사하다고 기술하였다. 한편 Dubrovskii 외(1967)는 중성자 플루언스의 강도가 1.45×10²⁰ n·cm⁻²인 조건에서는 콘크리트의 열전도율이 약 30~35%정도 감소하고, 5×10¹⁹ n·cm⁻² 이하에서는 확연한 열전도율의 변화는 발생하지 않는다고 보고하였다[35].

4.3.2 열팽창계수(Thermal Expansion)

10¹⁹ n·cm⁻²의 방사선에 노출된 석회암 콘크리트와 중성석 콘크리트의 열팽창계수는 방사선에 노출되지 않고 온도

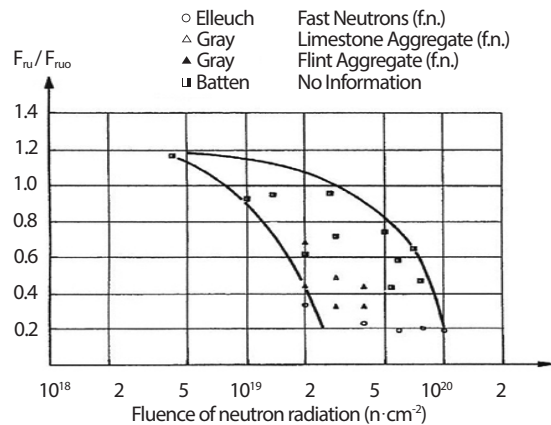


Fig. 6. Tensile strength of concrete exposed to neutron radiation F_{nu} related to strength of untreated concrete F_{nu0} (F_{nu}/F_{nu0}) [38-39].

효과만을 고려해준 시료와 거의 유사한 결과를 보인다[42]. 또한 Hilsdorf 외(1978)는 중성자플루언스가 5×10¹⁹ n·cm⁻² 이하인 경우 방사선에 노출된 콘크리트와 온도만을 고려해준 콘크리트의 열팽창 계수는 큰 차이가 없다고 주장하였다 [36]. 한편 1.45×10²⁰ n·cm⁻²의 중성자에 노출된 보통 콘크리트의 열팽창 감소율은 약 5~10% 정도라고 하였다[35]. 그러나 아직까지 감마선에 의한 콘크리트의 열팽창에 대한 명확한 결과는 보고되지 않고 있는 실정이다.

4.3.3 체적변화와 중량감소

방사선에 노출된 콘크리트에서 선형적인 체적변화가 발생

하는 것과 같이 골재에서도 선형적인 체적변화가 발생한다. 플린트(flint)를 골재로 사용한 콘크리트가 고속중성자 선량 $1 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 에 노출되면 0.2~1.0% 정도, 그리고 $4 \times 10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 에 노출되면 2~4%의 길이증가가 발생한다 [32]. 또한 동일한 조건에서 방사선을 플린트 골재에 노출시키면 0.2%와 1.3% 길이증가가 발생한다. 한편 석회암 콘크리트의 경우 0.1%와 1.0%, 석회암 골재의 경우 0.2%와 1.7%의 길이가 각각 증가한다고 하였다. 그러나 2.27×10^{10} 과 $4.7 \times 10^{10} \text{ rad}$ 의 감마선에 석회암 콘크리트가 노출되면 0.03%와 0.062%의 길이 감소가 발생하였다. Granata와 Montagnini (1972)는 실험을 통하여 $10^{19} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 정도의 중성자플루언스 하에는 석회암 콘크리트와 중정석 콘크리트가 노출되더라도 체적변화가 발생하지 않았으나, $10^{20} \text{ n}\cdot\text{cm}^{-2}$ 이상의 조건에서는 방사선에 의한 시료가 파괴되어 실험을 수행할 수 없었음을 보고하였다[42].

4.3.4 기체 발생

일반적으로 콘크리트가 감마선과 중성자에 노출되었을 때 콘크리트에서는 기체가 발생한다[32-43]. 주요 구성성분은 수소, 산소, 질소, 탄소, 일산화탄소, 이산화탄소 등이며, 이는 방사선 가열로 인해 수분이 콘크리트에서 증발할 때 물이 방사분해(radiolysis)가 되기 때문으로 평가된다. 또한 증발한 기체로 인해 콘크리트 내부에서 압력이 발생할 수 있으나 이로 인해 콘크리트에 물성변화가 발생한다고 단정하기는 어렵다. 하지만 발생하는 기체에 의하여 콘크리트 내부에 존재하는 철근의 부식을 발생시킬 가능성은 있다.

5. 분석 및 토의

US NRC (Nuclear Regulatory Commission)는 사용후 핵연료 저장시스템의 설계가 매우 다양하므로 이들의 구조적 안전성에 대한 허용기준을 개별적으로 정의하거나 또는 일괄적인 단일 기준으로 제시하는 것은 불가능하다고 기술한 바 있다. 특히 콘크리트 캐스크의 경우 사용후핵연료를 감싸고 있는 최외각 구조물로서 이에 대한 구체적인 온도나 방사선 규제치에 대해 언급이 이루어지지 않고 다만 개론적인 수준의 일반요건을 제시하고 있다[44-45]. 특히 콘크리트 캐스크의 구체적인 온도제한과 관련해서는 각각 개발된 시스템의

SAR (Safety Assessment Report) 보고서에 일부 언급이 되었을 뿐, 공개된 보고서에는 관련 자료를 찾기 힘든 상황이다. 따라서 건식저장 콘크리트 구조물에 초점을 맞추어 사용후핵연료의 고열 및 방사선 조사로 인해 구조적인 열화가 발생하기 않기 위한 재료적인 가이드라인을 문헌분석 하였다.

5.1 캐스크 온도기준

콘크리트 구조물에 대한 온도제한의 설정이유는 일정 온도 이상에서 재료의 강도가 변하게 되고 해로운 열응력 그리고 인장응력을 캐스크 벽체에 초래하여 추가적인 균열을 발생시킬 수 있기 때문이다. 시간에 따른 열화거동(크립, 피로, 균열성장 및 부식) 또한 높은 온도에 의해 영향을 받을 수 있다. 그리고 낮은 온도 또한 재료에 취성과파괴 탄성계수의 감소 등을 야기하기 때문에 제한을 둘 필요가 있다. 따라서 캐스크의 표면 온도를 모든 가동 조건에서 최대 및 최소 온도 이내에 유지하는 것이 매우 중요하다.

OECD NEA (2000)는 규제조건으로서 콘크리트 벽의 최대 온도가 110℃를 넘어서는 안 된다고 규정하고 있으며, 캐스크 벽체를 통한 최대 온도변화가 콘크리트 균열방지를 위해 60℃ 이하가 되도록 설정하고 있다[46]. Edgemon과 Anantatmula (1995)는 일반적으로 콘크리트 열화가 발생하기 시작하는 임계온도는 95℃이며, 온도가 높을수록 그리고 노출되는 시간이 길수록 열화현상을 더 증가시키고 갑작스런 온도상승이나 열적 사이클(thermal cycle)은 콘크리트의 열화에 상당한 영향을 미친다고 기술하였다[47]. 한편 Jager (1975)는 중성자 콘크리트 차폐체의 경우 93℃를 초과하는 온도에 노출되면 안 되며, 콘크리트 차폐체 내의 수분손실을 방지하고, 온도상승 및 이로 인한 열응력 그리고 방사선 흡수 등으로 인한 재료 열화를 방지하기 위해 다음과 같은 온도조건을 따라야 한다고 제시하였다: 중성자 차폐체(최대 내부 온도 88℃, 최대 대기온도 71℃), 감마선 차폐체(최대 내부 온도 177℃, 최대 대기온도 149℃)[48]. US NRC (2005)는 콘크리트의 구조물의 전체적인 온도를 93℃ 이하로, 국부적인 구간에서 191℃ 이하로 규정하고 있다. 또한 비정상 조건에서는 온도를 149℃ 이하 또한 국부적으로는 260℃까지 일시적 온도증가를 허용하고 있다[49].

ASME (American Society of Mechanical Engineers) Boiler and Pressure Vessel Code, Section III (2007)는 콘크리트의

온도가 65℃ 이하로 유지되는 한 강도의 저감은 크지 않으며, 국부적인 구간에서 특별한 조치 없이 콘크리트의 온도가 95℃까지는 허용 가능함을 기술한 바 있다[50]. 일반적으로 건식저장 시스템의 콘크리트 최대 온도는 정상운전 조건에서 일반적으로 95℃ 이하로 유지된다[51, 39]. ASTM C1562-10(ASTM, 2010)는 콘크리트가 149℃ 이상의 온도에 장기 노출될 경우 콘크리트 표면에 scaling과 cracking이 발생할 수 있다고 제시하였다[52]. 그러나 건식저장 콘크리트가 149℃ 이상의 온도에 노출될 수 있는 기간이 매우 짧다[52]. 따라서 매우 국부적인 구간에서 149℃ 이상 온도에 노출됨으로 인한 콘크리트 열화를 고려할 필요가 없다[53].

5.2 캐스크 방사선기준

콘크리트의 물성에 영향을 미칠 수 있는 방사선량 한계를 정량적으로 선정하는 것은 불가능하다. 이는 재료적 특성의 변화, 혹은 실험재료의 상태, 중성자 에너지 및 조사선량 등 매우 다양한 인자에 의존적이기 때문이다. 콘크리트에 대한 영향에 대해 매우 다양한 결과가 보고되고 있으며, 이 같은 실험결과들은 잘못된 결론을 유도할 가능성도 있다. 다음에 기존 연구자들에 의해 도출된 차폐용 콘크리트에 적용될 수 있는 방사선량 가이드 라인을 분석하였다.

ASME (2007)는 콘크리트에 대한 방사선 허용 노출선량을 10^{20} n·cm² 이하로 규정하고 있다[50]. ANSI (American National Standard Institute)의 ANSI/ANS-6.4-2006 보고서에 따르면, 방사선의 에너지(incident energy fluxes)가 10^{10} MeV·cm²·s⁻¹ 이하일 경우에는 핵반응으로 인한 가열을 무시할 수 있다고 보고하였다[55]. 또한 콘크리트가 10^{19} n·cm² 보다 더 큰 방사선량에 노출된다면, 혹은 10^{10} rad를 초과하는 감마선량에 노출된다면 콘크리트의 압축강도 및 탄성계수가 감소한다고 보고하였다. Hungerford (1966)는 콘크리트에는 방사선 손상이 발생하는 선량 허용치 기준을 고속 중성자는 10^{19} n·cm², 감마선인 경우는 10^{12} rad정도라고 제시하였다[54]. Hilsdorf (1978) 등은 여러 연구결과를 통하여 평균적으로 중성자플루언스 10^{19} n·cm²을 초과하면 콘크리트 강도 감소는 확연하게 발생한다고 보고한 바 있으며 [36], Alexander (1963)는 10^{11} rad을 초과하는 감마선에 시료를 노출시키면 시료의 압축강도 감소비는 약 25~60% 발생한다고 제시하였다[37]. BSI (British Standards Institution)

(1990)는 원자로의 방사선 차폐용 프리스트레스 콘크리트에 대한 정확한 중성자 선량기준을 제시하지는 않았지만 0.5×10^{18} n·cm² 이하에서는 특별히 고려하지 않는다고 명기하였다[56]. 또한 ACI(American Concrete Institute) (1972)는 중성자 선량을 5×10^{19} n·cm²·s⁻¹ 이내로, 감마선은 4×10^{10} gamma photons·cm²·s⁻¹로 제한되어야한다고 제시하였다[57]. Fillmore (2004)는 10^{10} n·cm² 이하의 중성자 혹은 10^{10} Gy 이하의 감마선에 의해서는 건식저장 콘크리트 캐스크가 50년 이내에서는 콘크리트에 특별한 열화현상이 발생하지 않고, 다만 100년 이상의 저장기간에 대해서는 추가적인 연구가 필요하다고 언급하였다. 반면에 10^{20} n·cm² 이상의 중성자 혹은 10^{10} rad 이상의 감마선에는 압축강도와 인장강도의 뚜렷한 감소가 발견되며, 이와 더불어 부피팽창이 발생한다고 보고하였다.

5.3 차폐체 콘크리트 배합

콘크리트의 배합비는 방사선 차폐성능에 지배적인 영향을 미친다. 감마선과 X선을 차단하는 것은 콘크리트의 밀도와 깊은 관련이 있다. 예를 들어 중량골재를 사용함으로써 밀도를 높일 수 있고 밀도가 높을수록 콘크리트 차폐체의 두께는 더욱 감소시킬 수 있다. 중성자 차폐용 콘크리트의 배합비는 좀 더 복잡하다. 물의 형태로 존재하는 수소와 같은 낮은 원자량의 원소들은 중성자를 감소시킨다. Boron과 같은 재료들은 이차 감마선의 생성 없이 열중성자를 효율적으로 흡착, 포획 할 수 있다. 원자량이 높은 재료들 또한 중성자 포획으로부터 기인하는 이차 감마선을 감쇄시키는데 중요하다[8].

방사선 차폐체는 광자·중성자 모두에 대해 차단효율이 높아야 한다. 그러므로 무겁고, 가벼운 재료들이 차폐체 내에 모두 필요하게 되고, 이로 인해 콘크리트 배합비의 설계는 합리적으로 정해져야 한다. 콘크리트 방사선 차폐체는 외부에서 가해지는 열 이외에도 내부에서 감마·중성자 방사선으로 인해 발생하는 열과 콘크리트의 시멘트가 수화되면서 발생하는 열까지 모두 저항할 수 있어야 한다. 차폐체의 온도분포는 열전도율, 비열, 열확산율과 같은 콘크리트의 열적 물성에 영향을 받는다. 또한 콘크리트 차폐체는 구조적인 기능을 수행하여야 하므로 압축강도, 탄성계수와 같은 역학적 물성 또한 겸비하여야 한다.

6. 결론

사용후핵연료 건식저장 시스템과 관련하여 관련기술 선진국들의 고온 및 방사선으로 인한 콘크리트 손상과 열화특성에 대해 포괄적으로 분석하였다. 사용후핵연료 콘크리트 캐스크의 설계는 매우 다양하므로 이들의 구조적 안전성에 대한 허용기준을 개별적으로 정의하거나 또는 일괄적인 단일 기준으로 제시하는 것은 어렵다. 하지만 그 동안의 연구 결과들을 바탕으로 일반적으로 적용할 수 있는 가이드라인을 도출하고자 하였다.

고온의 온도에 장기 노출시 콘크리트 내 수분이 손실되어 이는 결국 압축강도와 탄성계수의 감소, 크리프 저항과 열전도도 그리고 열확산률 등에 부정적인 영향을 초래한다. 고온에 의한 장기열화를 방지하기 위한 콘크리트의 일반적으로 임계온도는 95℃이며, 온도경사는 콘크리트 균열방지를 위해 60℃ 이하가 되도록 설정하고 있다. 이때, 열화정도는 노출온도와 노출시간에 비례하여 증가하는 경향을 나타낸다. 고온의 영향은 압축강도에 비해 인장강도가 보다 민감한 특성을 보인다. 20℃에서 100℃로의 온도증가는 콘크리트의 인장강도를 약 50% 정도 감소시킨다.

한편 방사선의 에너지가 10^{10} MeV·cm⁻²·s⁻¹ 이하일 경우에는 핵반응으로 인한 가열을 무시할 수 있다. 콘크리트가 10^{19} n·cm⁻² 보다 더 큰 중성자에 노출된다면, 혹은 10^{10} rad를 초과하는 감마선량에 노출된다면 콘크리트의 역학적 물성이 감소하는 경향을 보이며, 그 손상정도는 콘크리트 구성재료(배합설계)의 특성에 의존적이다. 방사화된 콘크리트의 열팽창 계수와 열전도도는 동일 온도에 노출된 비방사화된 콘크리트와 크게 차이하지 않는다. 일반적으로 중성자 조사로 인한 인장강도의 감소가 압축강도의 감소보다 현저하게 나타나며, 콘크리트의 방사화에 대한 저항성은 방사화에 대한 골재의 저항성에 비례한다. 방사화는 온도상승으로 인한 수분손실로 인해 콘크리트에 균열을 유발한다는 점을 제외하고 고유 방사선 차폐특성에는 큰 영향을 미치지 않는다. 콘크리트의 역학적 성질에 대한 감마선의 영향은 보다 추가적인 연구를 통해 명확히 규명할 필요가 있다.

일반적으로 열에 의한 콘크리트의 손상이 방사선 자체에 의한 손상보다 더욱 중요하다. 그 이유는 방사선 조사시 발생하는 열에 의해 온도가 상승하게 되고 이로 인해 콘크리트에 손상을 미칠 수 있는 임계선량이, 직접적인 방사선 조사로

콘크리트에 손상을 유발하는데 필요한 선량 보다 훨씬 낮기 때문이다. 실제로 콘크리트에 대한 방사선 조사시 재료의 역학적 물성변화는 주로 온도상승으로 인한 콘크리트 내부 함수량의 변화 및 재료간의 열적물성 차이로 인한 체적증가와 균열발생으로 발생한다.

고온 및 방사선에 노출된 콘크리트의 물리·역학적 특성에 대한 연구는 연구자들 마다 각기 다양한 결과를 보인다. 이 같은 차이는 재료적인 차이뿐만 아니라 실험조건이 틀리기 때문이다. 그러므로 고온 및 고선량 조건에서 기존의 연구 결과를 활용하기 위해서는 신중한 접근이 필요하다. 건식저장 관련 조속한 기술확보 및 인·허가를 위해서는 그 간의 선행연구 결과를 바탕으로 온도 및 방사선에 내구성이 강한 콘크리트를 개발하여 이에 대한 다양한 실증실험과 검증이 수반되어야 할 것이다. 따라서 본 연구결과는 향후 사용후핵연료 건식저장 콘크리트 캐스크 관련 국내 자체기술 개발에 중요한 기초자료로 활용될 수 있을 것이다.

감사의 글

본 연구는 미래창조과학부의 재원으로 시행하는 한국연구재단의 원자력기술개발사업의 지원으로 수행되었습니다 (과제 번호: NRF-2017M2A8A5014857).

REFERENCES

- [1] J.W. Choi, J.N. Chang, W.S. Ryu, G.W. Song, J.G. Bang, et al., "Development of Integrity Evaluation Technology for the Long-term Spent Fuel Dry Storage System", Korea Atomic Energy Research Institute Report, KAERI/RR-3157/2009 (2009).
- [2] J.S. Kim, J.W. Choi, K.S. Lee, and S. Kwon, "The state of the Technology: Radiation Damage and Deterioration of Concrete Cask in Spent Fuel Dry Storage System", Korea Atomic Energy Research Institute Report, KAERI/AR/851/2010 (2010).
- [3] J.S. Kim, K.S. Lee, J.W. Choi, and S. Kwon, "A Literature Review: The effect of Thermal Damage on Ther

- Physical and Mechanical Properties of Concrete Materials”, Korea Atomic Energy Research Institute Report, KAERI/AR-876/2011 (2011).
- [4] H. Issard, F. Nizeyimana, E. Cavaletti, and J. Garcia, “Managing Degradation of Materials in Used Nuclear Fuel Dry Storage”, IAEA TM 45455, Used Fuel Storage Options, July, 2-4, Vienna (2013).
- [5] A.H. Chowdhury, L. Caseres, Y.M. Pan, G. Oberson, and C. Jones, Expert panel workshop on concrete degradation in spent nuclear fuel dry cask storage systems-Summary report, US. NRC (2016).
- [6] J.S. Kim, S.W. Cha, and J.W. Choi, “The State of Primary Degradation Models of Concrete Structure and Development of the Optimized Degradation Model”, Korea Atomic Energy Research Institute Report, KAERI/TR-4303/2011 (2011).
- [7] F.P. Glasser, J. Marchand, and E. Samson, “Durability of Concrete-Degradation Phenomena involving Detrimental Chemical Reactions”, Cement and Concrete Research, 38, 226-246 (2008).
- [8] M.F. Kaplan, “Concrete Radiation Shielding Nuclear Physics, Concrete Properties, Design and Construction”, John Wiley & Sons, INC., New York (1989).
- [9] H.E. Hungerford, “Shielding in fast reactor technology: plant design”, Yevick, J.G., (ed.), MIT Press, Ch.8 (1966).
- [10] R.G. Jaeger, (ed.), “Engineering compendium on radiation shielding, Vol. II: shielding materials”, S.9.1.12.5. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York (1975).
- [11] E.G. Peterson, “Shielding Properties of Ordinary Concrete as a Function Temperature”, USAEC Report HW-65572 (1960).
- [12] B.T. Price, C.C. Horton, and K.T. Spinney, “Radiation Shielding”, Pergamon Press, London (1957).
- [13] H. Goldstein, Fundamental aspects of reactor shielding. Addison-Wesley, Cambridge, USA (1959).
- [14] K. Billig, “Prestressed concrete pressure vessels”, J. Amer. Concr. Inst., 59(11), 1601-1634 (1962).
- [15] J.S. Davis, “High-density concrete for shielding atomic energy plants”, J. Amer. Concr. Inst., 29(11) (1958).
- [16] T. Rockwell (ed.), “Reactor Shielding Design Manual”, McGraw-Hill, New York (1956).
- [17] U. Schneider, “Behaviour of Concrete at High Temperature”, Deutscher Ausschuss Fur Stahlbeton, Heft 337, Berlin (1982).
- [18] Y. Anderberg and S. Thelanderson, “Stress and Deformation Characteristics of Concrete at High Temperatures, 2-Experimental Investigation and Material Behaviour Model”, Bulletin 54, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden (1976).
- [19] T. Blundell, C. Dimond, and R.G. Browne, “The Properties of Concrete subjected to Elevated Temperatures”, CIRIA Underwater Engineering Group, Technical Note No. 9, London (1976).
- [20] E. Crispino, “Studies on the Technology of Concretes under Thermal Conditions”, Ibid. Paper SP34-25, Vol. I , 443-479 (1972).
- [21] R. Blundell, “Session VII discussions on Structure, Solid Mechanics and Engineering Design”, Proc. Conf. on Civil Engineering Materials, Southampton (1969).
- [22] T. Harada, J. Takeda, S. Yamane, and F. Furumura, “Strength, elasticity and thermal properties of concrete subjected to elevated temperatures”, Ibid. Paper SP34-21, Vol. I, 377-406 (1972).
- [23] U. Diederichs and U. Schneider, “Bond strength at high temperatures”, Magazine of Concrete Research. 33(115), 75-84 (1981).
- [24] K. Hertz, “The anchorage capacity of reinforcing bars at normal and high temperatures”, Magazine of Concrete Research, 34(121), 213-220 (1972).
- [25] T. Harada, “Variations of Thermal Conductivity of Cement Mortars and Concrete under High Temperatures”, Trans. Architectural Institute of Japan, No.49, Tokyo (1954).
- [26] J.C. Marechal, “Thermal Conductivity and Thermal Expansion Coefficients of Concrete as a Function of Temperature and Humidity”, Ibid. Paper SP34-49, Vol. II , 1047-1057 (1972).

- [27] H.S. Davis, "Effects of High-Temperature Exposure on Concrete", *Materials Research and Standards*, 7(10), 452-459 (1967).
- [28] H. Weigler and R. Fishcer, "Influence of High Temperatures on Strength and Deformations of Concrete", *Amer. Concr. Inst. Special Publication SP-34: Concrete for Nuclear Reactors. Paper SP34-26, Vol. I*, 481-493 (1972).
- [29] R. Idine, J. Lee, and B. Bresler, "Behaviour of Reinforced Concrete under Variable Elevated Temperatures", *University of California Fire Research Group Report No. UCB.FRG 75-8* (1975).
- [30] S. Ohgishi, S. Miyasaka, and J. Chida, "On Properties of Magnetite and Serpentine Concrete at Elevated Temperatures for Nuclear Reactor Shielding", *Amer. Concr. Inst. Special Publication SP34: Concrete for Nuclear Reactors. Paper SP34-57, Vol. III*, 1243-1253 (1972).
- [31] B. Wu, J. Yuan, and G.Y. Wang, "Experimental Study on the Mechanical Properties of HSC After High Temperature", *Chinese J. Civil Engineering*, 33(2), 8-15 (2000).
- [32] B.T. Kelly, J.E. Brocklehurst, D. Mottershead, S. McNearney, and I. Davidson, "Effects of reactor radiation on concrete", *2nd Conference on Prestressed Concrete Reactor Pressure Vessels and their Insulation. Commission of the European Communities, Brussels* (1968).
- [33] L.F. Elleuch, F. Dubois, and J. Rappeneau, "Effects of neutron radiation on special concretes and their components", *American Concrete Institute Special Publication SP-34: Concrete for Nuclear Reactors. Paper SP 34-51*, 1071-108 (1972).
- [34] J. Seeberger and H.K. Hilsdorf, "Effect of nuclear radiation on mechanical properties of concrete", *Transactions 5th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT-5), Paper H2/3*, North-Holland (1979).
- [35] V.B. Dubrovskii, Sh.Sh. Ibragimov, M.Ya. Kulakovskii, A.Ya. Ladygin, and B.K. Pergamenschchik, "Radiation damage in ordinary concrete", *Atomnina Energina*, 23 (4), 310-16, English translation in *Soviet Atomic Energy*, 23(4), 1053-8 (1967).
- [36] H.K. Hilsdorf, J. Kropp, and H.J. Koch, "The effects of nuclear radiation on the mechanical properties of concrete", *American Concrete Institute Special Publication SP-55, Paper SP55-10*, 223-51 (1978).
- [37] S.C. Alexander, "Effects of Irradiation on Concrete: Final Results", *Atomic Energy Research Establishment, Harwell, United Kingdom Atomic Energy Authority* (1963).
- [38] G. Edgemon and R. Anantatmula, "Hanford Waste Tank System Degradation Mechanisms", *WHC-SD-WM-ER-414, Rev. 0a*, Hanford, June 26 (1995).
- [39] D.L. Fillmore, "Literature Review of the Effects of Radiation and Temperature on the Aging of Concrete", *Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, INEEL/EXT-04-02319*, 1-10 (2004).
- [40] J.A. Houben, "De bestraling van Mortelproefstukken (The irradiation of mortar test specimens)", *2nd Conference on Prestressed Concrete Reactor Vessels and their Thermal Insulation, Commission of the European Communities, Brussels* (November) (1969).
- [41] C.F. Van der Schaaf, "Effect of irradiation and heating on the strength of mortar and concrete", *Ibid* (1969).
- [42] S. Granata and A. Montagnini, "Studies of behaviour of concrete under irradiation", *Amer. Concr. Inst. Special Publication SP-34: Concrete for nuclear reactors, Paper SP34-53, Vol.II*, 1163-72 (1972).
- [43] B.S. Gray, "The effect of reactor radiation on cements and concrete", *Conference on Prestressed Concrete Reactor Pressure Vessels, Commission of the European Communities, Luxembourg*, 17-39 (1972).
- [44] US. Nuclear Regulatory Commission, *10CFR 72.104 -Criteria for radioactive materials in effluents and direct radiation from ISFSI or MRS* (1998).
- [45] US. Nuclear Regulatory Commission, *10CFR 72.106 -Controlled area of an ISFSI or MRS* (2017).

- [46] Organization of Economic Co-operation and Development, “Radiological Impact of Spent Nuclear Fuel Management Options-A Comparative Study”, Nuclear Energy Agency for the OECD (2000).
- [47] G. Edgemon and R. Anantamula, “Hanford Waste Tank System Degradation Mechanisms”, WHC-SD-WM-ER-414, Rev. 0a, Hanford, June 26 (1995).
- [48] Jager, R. G.(ed.), Engineering Compendium on Radiation Shielding, Vol. II. Springer-Verlag, New York, 117 (1975).
- [49] US Nuclear Regulatory Commission, The Effect of Elevated Temperature on Concrete Materials and Structures – A Literature Review, NUREG/CR-6900, ORNL/TM-2005/553, Oak Ridge National Laboratory (2006).
- [50] American Society of Mechanical Engineers. “Boiler and Pressure Vessel Code-Section III: Rules for construction of nuclear power plant components”, American Society of Mechanical Engineers, New York (2007).
- [51] Electric Power Research Institute, Used fuel and high-level radioactive waste extended storage collaboration program: November 2009 workshop proceedings, TR-1020780, Palo Alto, California: EPRI (2010).
- [52] ASTM International, “Standard guide for evaluation of materials used in extended service of interim spent nuclear fuel dry storage systems”, ASTM C1562-10, West Conshohocken, Pennsylvania: ASTM International (2010).
- [53] Southwest Research Institute, Initial Long-term Integrity Assessment of Spent Fuel Dry Storage-Final Report, Center for Nuclear Waste Regulatory Analyses, Geosciences and Engineering Division, SRI, CNWRA 2011-001, Texas, USA (2011).
- [54] H.E. Hungerford, “Shielding,” Ch. 8 in Fast Reactor Technology: Plant Design”, Yevick, J.G. (ed.), MIT Press, Cambridge, Massachusetts, 432 (1966).
- [55] American National Standard Institute, Nuclear Analysis and Design of Concrete Radiation Shielding for Nuclear Power Plants, ANSI/ANS-6.4-2006 (2006).
- [56] British Standards Institution, “Specification for Prestressed concrete Pressure Vessels for Nuclear Reactors”, BS 4975, London (1990).
- [57] L.F. Elleuch, F. Dubois, and J. Rappeneau, “Effects of neutron radiation on special concretes and their components”, American Concrete Institute Special Publication SP-34:Concrete for Nuclear Reactors, Paper SP 34-51, 1071-108 (1972).