

강우에 따른 콘크리트 덧씌우기 보수체의 손상에 관한 연구

윤우현^{1)*}

¹⁾경원대학교 환경정보대학원

(2001년 5월 15일 원고접수, 2001년 8월 18일 심사완료)

Damage of Overlaid Concrete Structures Subjected to Thermally Transient Condition by Rainfall

Woo-Hyun Yoon^{1)*}

¹⁾ Graduate School of Environmental Study & Information Science, Kyungwon University, Songnam, 461-701, Korea

(Received on May 15, 2001, Revised on August 18, 2001)

ABSTRACT

The failure phenomenon of overlaid concrete structures, such as surface crack and peel-off failure in the contact zone, was investigated due to temperature shock(rainfall). To investigate this failure phenomenon, the surface tensile stress, and the shear stress, the vertical tensile stress in the contact zone were analysed using the non-linear stress-strain relationship of material such as strain-hardening- and strain-softening diagrams. Rainfall intensity, overlay thickness and overlay material were the main variables in the analyses. It is assumed that the initial temperature of overlaid concrete structures was heated up to 55°C by the solar heat. With a rain temperature 10°C and the rainfall intensity of nR=1/a, tR=10min, 60min, the stress states of overlaid concrete structures were calculated. The result shows that only fictitious cracks occurred in the overlay surface and no shear bond failure occurred in the contact zone. The vertical tensile stress increasing with overlay thickness was proved to be the cause of peel-off failure in the contact zone. The formulae for relationship between the vertical tensile stress and overlay thickness, material properties were derived. Using this formulae, it is possible to select proper material and overlay thickness to prevent failure in the contact zone due to temperature shock caused by rainfall.

Keywords: overlaid concrete structures, temperature shock, non linear stress-strain relationship, strain-softening, peel-off

1. 서 론

콘크리트 구조물은 설계, 시공, 환경 변화 및 유지 관리상의 문제로 인하여 사용 수명 기간 전에 성능저하 현상이 나타나게 된다. 성능 저하 현상이 발생된 구조물은 그 정도, 규모, 환경 조건 및 잔류 수명 기간에 따라서 적절한 공법 및 재료로서 사용성, 안전성 확보를 위한 보수가 이루어져야 한다. 이렇게 보수된 콘크리트 구조물은 외부 영향에 의해서 표면 균열 및 기층과 보수층 경계면의 부착 파괴 등의 손상을 입을 수 있는데, 이중에서 기후 변화 특히, 온도 변화와 같은 물리적인 원인에 의한 손상 발생 과정이 본 연구에서 다루어진 주요 내용이다. 이러한 온도 변화에 의한 영향은 공용중인 보수체(기층 콘크리트 + 보수 모르터)에 연교차나 일교차가 아닌 열 충격을 주는 뇌

우 등의 강우 현상에 의해서 조사되었다. 온도 변화에 의한 보수체의 손상 문제를 비교적 실제 상태와 근접하게 조사하기 위해서는 사용 재료의 비선형 물성치, 즉 변형률 경화 및 변형률 연화 특성이 고려된 응력-변형률 곡선을 이용한 응력 해석이 필수적이다. 본 연구에서는 공용중인 콘크리트 덧씌우기 보수체에서 강우 시 온도 변화에 의해 발생하는 응력 상태를 보수 층의 두께와 보수 재료를 변수로 하여 강우 강도별로 해석적 방법을 통해 조사하였다.

2. 연구 방법

본 연구에서는 손상된 기층 콘크리트와 보수 모르터 덧씌우기층으로 구성되는 연속 보수체(예, 슬래브, 포장 도로 및 댐)에서 강우 강도에 따라 형성되는 보수체 단부에서의 온도 분포 및 온도 응력 계산을 범용 FE-프로그램(ABAQUS)을 이용하여 수행하였다. 보수 모르터로는 시멘트 모르터(CM), 에폭시 시멘트 모르터(ECM) 및 에폭

* Corresponding author
Tel : 031-750-5560
E-mail : ywh@mail.kyungwon.ac.kr

시 모르터(EM)를 사용하였고, 보수층의 두께는 1, 2, 4, 10 cm로 변화시켰으며, 연속 구조체에서 분리되는 기층 콘크리트 단부 단면의 폭, 두께는 다음 2.1절과 같이 결정하였다.

2.1 기층 콘크리트 단면의 폭, 두께 결정

연속체에서 분리되는 기층 콘크리트 단면의 폭 및 두께는 강우중에 내부의 온도 변화가 적은 위치로 결정되어야 한다. 즉, 식(1)과 Fig. 1에 의해서 $T/T_R=0$ 과 $x/l=0$ 인 점을 찾으면 $\phi \approx 0.06$ 정도이고, 여기에 열 확산계수 $D_T \approx 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, $t=60 \text{ min}$ 를 대입하면 $l \approx 24 \text{ cm}$ 로 계산된다. 따라서 본 연구에서는 보수층의 두께를 고려하여 기층 콘크리트 단부 단면의 폭, 두께를 각각 20 cm로 결정하였다.

$$\frac{T}{T_R} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-(2n+1)^2 \pi^2 \phi / 4} \cdot \cos \frac{(2n+1)\pi \zeta}{2} \right) \quad (1)$$

여기서, T=시간 t 위치 x에서의 온도, T_R =외부 온도

$$\phi = D_T \cdot t / l^2, \zeta = x/l, D_T = k_T / (\rho \cdot c_T),$$

k_T =열전도율 [W/K·m]

$$\rho = \text{밀도} [\text{kg}/\text{m}^3], c_T = \text{비열용량} [\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}]$$

2.2 온도 분포 및 탄성 응력 계산에 필요한 물성치

온도 분포 계산을 위해서는 단위 중량 ρ , 열 전도율 k_T , 비열용량 c_T 의 물성치가 필요하고, 탄성 응력 계산을 위해서는 탄성 계수 E, 열팽창 계수 α_T 및 포아손비 ν 가 기본적으로 필요하다. 기층 콘크리트 및 보수용 모르터(시멘트 모르터 CM, 에폭시 시멘트 모르터 ECM, 에폭시 모르터 EM)에 대한 물성치는 참고 문헌^{2~6)}을 참조하여 다음 Table 1과 같이 가정하였다.

또한 에폭시계 모르터는 온도 변화에 따라서 물성치가 변하므로 응력 계산에 필요한 탄성 계수 및 열팽창 계수의 온도 변화는 다음 Fig. 2와 같이 가정하였다⁶⁾. Fig. 2의 $E(T)$ 는 T °C에서의 탄성계수, $E(20)$ 은 20 °C에서의 탄성계수를 의미한다.

2.3 기층과 보수층 경계면의 부착 강도

보수층의 손상은 보수층 표면에서의 균열 발생 및 기층과 보수층 경계면의 부착 파괴 등으로 나타날 수 있다. 이 중 경계면 부착 파괴는 부착 인장 파괴(peel-off)와 부착 전단 파괴로 구분된다. 따라서 본 절에서는 부착 파괴에 영향을 주는 경계면 및 기층 콘크리트의 부착 인장 강도(f_{bt})와 부착 전단 강도(f_{bs})에 대하여 논하기로 한다.

2.3.1 부착 인장 강도

경계면에서의 부착 인장 강도는 표면 처리 공법 및 접착면에 사용되는 재료 등에 의해서 영향을 받는다. 이들 강도는 사용되는 재료에 따라 다르며, 시멘트 풀 또는 시멘

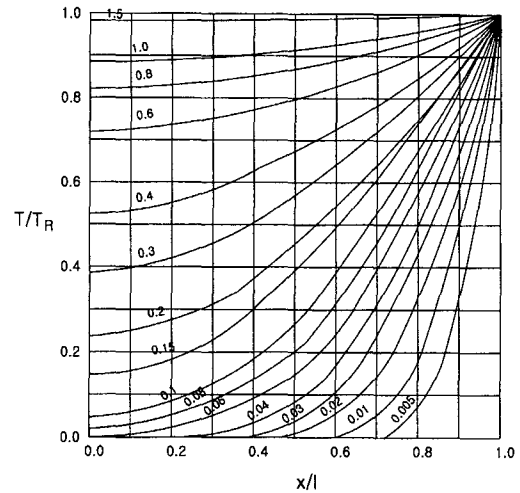


Fig. 1 Temperature distribution at various times in the slab $-l < x < l$ with zero initial temperature and surface temperature T_R . The number on the curves are the value ϕ ¹⁾

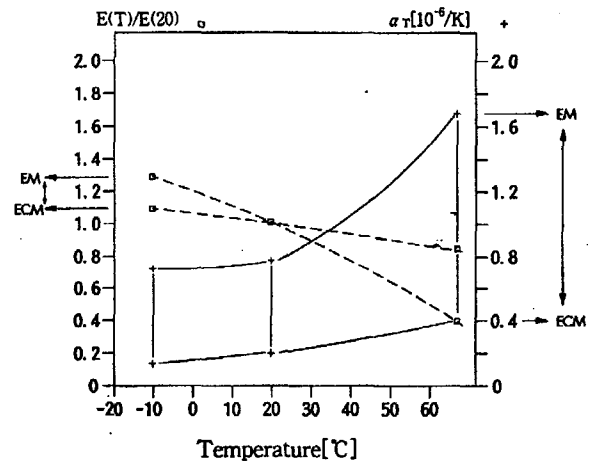


Fig. 2 Elastic modulus E and thermal expansion coefficient α_T as a function of T

Table 1 Material properties of concrete and mortars at T=20 °C

Materials	ρ [kg/m ³]	c_T [J/kg·K]	k_T [W/m·K]	E [N/mm ²]	α_T [10 ⁻⁶ /K]	ν [-]
Concrete	2400	900	2.5	25000	10	0.15
CM	2300	1000	2.0	25000	10	0.15
ECM10	2250	1000	2.0	20000	10	0.20
ECM20					20	
EM20	2000	900	1.0	15000	20	0.25
EM40					40	

트 모르타의 경우에는 0.9-3.8 N/mm², 폴리머가 첨가된 시멘트 풀 또는 시멘트 모르타의 경우에는 0.4-2.9 N/mm², 수지 또는 수지 모르타의 경우에는 1.4-4.7 N/mm² 정도로 보고되고 있다⁷⁾. 한편 Huber⁸⁾는 보수체의 장기적인 안전성을 고려하여 접촉면의 인장 강도를 최소한 2.0 N/mm² 이상으로 요구하고 있다. 또한 기층 콘크리트의 부착 인장 강도는 최소 1.5 N/mm² 이 요구되고 있고⁹⁾, 면처리 방법, w/c비, 시험 방법 등에 따라서 0.6-4.7 N/mm²의 범위에 있다¹⁰⁾.

본 연구에서 사용된 보수체의 부착 인장 강도는

- 시멘트 모르타: 2.0 N/mm²,
- 에폭시 시멘트 모르타: 2.0 N/mm²,
- 에폭시 모르타: 3.0 N/mm²

으로 결정하였고, 기층 콘크리트에 대해서는 부착 파괴를 보수층 경계면으로 유도할 목적으로 보수 재료 보다 큰 3.5 N/mm² 을 택하였다.

2.3.2 부착 전단 강도

경계면에서의 부착 전단 강도는 부착 인장 강도와 같이 표면 처리 공법 및 접촉면에 사용되는 재료 등에 의해 영향을 받으며, 최소 2.0 N/mm² 이상이 되도록 요구되고 있다⁸⁾. Naderi¹¹⁾ 는 수많은 문헌 조사를 통하여 거칠게 표면 처리된 면에서 부착 전단 강도와 부착 인장 강도의 관계식을 다음과 같이 제안하였다.

$$f_{bs}' = 0.5 + 2f_{br}' \quad (2)$$

본 연구에서 사용된 보수체의 부착 전단 강도는

- 시멘트 모르타: 4.0 N/mm²,
- 에폭시 시멘트 모르타: 4.0 N/mm²,
- 에폭시 모르타: 5.5 N/mm²

으로 결정하였고, 기층 콘크리트의 부착 전단 강도는 Schulz¹⁰⁾ 의 실험 결과에 따라서 12.5 N/mm²을 택하였다.

2.4 비선형 물성치

강우로 인하여 보수체에서 발생하는 응력 상태를 실제와 근접하게 해석하기 위해서는 재료의 비선형 물성치가 필요하다. 즉, 탄성 응력이 재료의 인장 강도(f_t')에 접근하는 단계에서는 변형률 경화, 그리고 인장 강도를 넘어서는 단계에서는 변형률 연화특성이 고려된 응력-변형률 곡선을 이용하여 응력 해석을 수행해야 한다. 이러한 비선형 응력-변형률 곡선을 결정하기 위해서는 Hillerborg¹²⁾의 가상 균열 이론에 의한 파괴 에너지(G_F)가 중요한 역할을 한다. 여기서 파괴 에너지란 부재가 인장강도에 도달한 후 응력이 "0"이 될 때까지 단위 면적당 소모된 에너지의 크

기를 말한다.

본 연구 대상인 보수체의 각 재료에 대한 파괴 에너지는 Wedge-Splitting-Test¹³⁾에 의한 하중-균열폭-곡선으로부터 결정되며, 파괴 에너지 값 G_F 에 의한 변형률 연화 특성의 결정은 FE-Program인 SOFITFIT에 의해서 수행된다⁵⁾. 한편 Fig. 3의 변형률 경화 단계에서의 응력 f_2 와 ϵ_p 는 참고 문헌¹⁴⁾에 의해서 $f_2=0.75f_t'$, $\epsilon_p=f_t'/E$ 로 결정하였다. 본 연구에서 사용될 각 재료의 응력-변형률 곡선은 다음과 같다(Fig. 3).

한편 각 재료의 G_F 값 및 상기 Fig. 3의 응력-변형률 곡선 결정에 필요한 각 변수들은 문헌^{5),15)}를 참조하여 다음 Table 2와 같이 결정하였다. 여기서 w_1, w_2 는 ϵ_1, ϵ_2 계산을 위한 균열폭이다.

3. 강우에 의한 온도 하중

본 연구에서는 보수체가 하절기에 가열된 후 낮은 온도의 강우에 의해 냉각되는, 즉 열충격에 의해서 발생하는 응력 상태를 조사하는 것이 주 목적이다. 이를 위해서는 강우에 의한 보수체의 온도 분포 계산 시 강우 하중을 정량화 하는 것이 필수적이며, 이는 빗물과 보수체 사이에서 발생하는 열 교환 과정을 확인함으로써 가능해진다. 즉, Fig. 4에서와 같이 강우에 의해 보수체에 유입되는 에너지는 E_R , 그리고 보수체 표면을 씻고 배출되는 에너지는 E_0 , 따라서 보수체에 전달되는 에너지는 $\Delta E = E_R - E_0$ 와

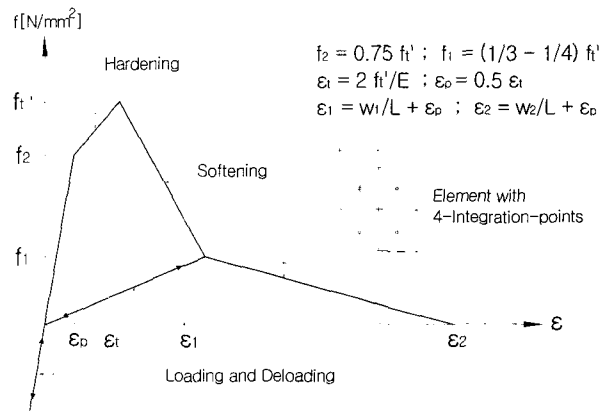


Fig. 3 Definition of the stress-strain curve (Strain-Hardening, Strain-Softening Model)

Table 2 G_F and f_t' , w_1 , w_2 in Fig. 3

Materials	G_F [N/m]	f_t' [N/mm ²]	w_1 [mm]	w_2 [mm]
Concrete	120	3.0	0.029	0.200
CM	70	5.0	0.010	0.075
ECM	55	5.0	0.009	0.065
EM	1240	15.0	0.040	0.275

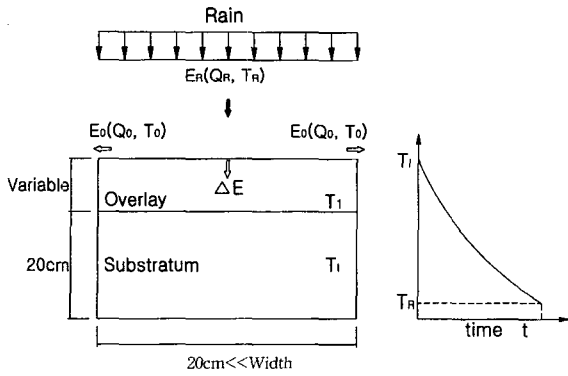


Fig. 4 Temperature energy exchange and TO development with time t

같이 표시된다. 이와 같은 온도 에너지 교환 과정을 이론적인 수식으로 정리하면 다음과 같다.

$$E_R = A \cdot \rho_w \cdot Q_R \cdot c_{TW} \cdot T_R \quad (6)$$

$$E_O = A \cdot \rho_w \cdot Q_O \cdot c_{TW} \cdot T_O \quad (7)$$

$$\Delta E = A \cdot \rho_w \cdot Q_R \cdot c_{TW} (T_R - T_O) \quad (8)$$

여기서, A=표면적, ρ_w =물의 단위중량
 c_{TW} =물의 비열용량, T_R =강우 온도(10°C)
 T_O =배출수 온도, Q_R =강우량
 E_R =강우에 의한 유입 온도 에너지
 E_O =배출수의 온도 에너지
 ΔE =보수체에 전달되는 온도 에너지

Fig. 4의 T_i 는 보수체의 초기 온도(55°C), Q_O 는 배출 수량을 의미한다.

본 연구에서는 강우로 인해서 발생하는 보수체의 응력 상태를 다음의 3가지 경우(Load Case, LC)에 대하여 조사하였다.

1) LC1: 수조속에 잠긴 경우 즉, 강우 강도를 무시한 경우로서 물의 유입 및 배출 속도가 아주 낮아서 강우에 의한 유입 온도 에너지가 보수체로 전달되기에 충분한 시간이 있음.

2) LC2: 강우 빈도(n_R)=1/a, 강우 지속 시간(t_R)=10 min에 해당하는 강우량(Q_R)= $100 \cdot 10^{-7} \text{ m}^3/\text{s} \cdot \text{m}^2$

3) LC3: 강우 빈도(n_R)=1/a, 강우 지속 시간(t_R)=60 min에 해당하는 강우량(Q_R)= $35 \cdot 10^{-7} \text{ m}^3/\text{s} \cdot \text{m}^2$

강우 에너지가 보수체에 전달되는 과정은 우선 보수체 표면에서 온도 에너지 교환 작용이 선행되어야 하며, 교환 후 보수체로의 유입 또는 전달되는 에너지는 "열 전달 계수 λ "에 좌우된다. 이러한 온도 에너지 전달 과정을 수식

으로 표시하면 다음과 같다.

$$\Delta E = A \cdot \lambda (T_R - T_O) \quad (9)$$

FE-프로그램에 입력될 열 전달 계수 λ 값은 전달 매체 및 유동 속도에 따라서 그 크기가 결정된다. 강우 경우 LC1에 대한 λ 값은 Franke¹⁶⁾가 제시한 값을 참고하여 $600 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$, 강우 경우 LC2 및 LC3에 대한 λ 값은 식(8)과 식(9)의 관계 및 $c_{TW}=4200 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ 를 이용하여 각각 $\lambda=42 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ 및 $\lambda=15 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ 로 계산하였다.

4. 응력 계산 결과 분석 및 고찰

4.1 표면 균열 발생 응력

보수체 손상 형태의 하나인 보수체 표면 균열인 가상 균열은 강우에 의해 발생하는 인장 응력이 보수 재료의 인장 강도에 도달하면서 발생하기 시작하고, 균열폭의 증가에 따라서 표면 인장 응력은 감소한다(Fig. 3참조).

이때 인장 강도와 동일한 값인 최대 인장 응력은 가상 균열 발생시의 위치인 표면으로부터 강우가 지속되면서 보수층 내부로 이동하고(Fig. 5참조), 표면의 인장 응력값은 최종적으로는 "0"이 되면서 실제 균열이 발생하게 된다¹²⁾. 본 연구에서는 보수층 두께 10 cm에 대하여 각 강우 및 보수 재료별로 강우 종료 시점에서 보수체 표면 응력(f_s)과 가상 균열이 발생한 깊이(=손상 깊이 d_s)를 조사하였다(Fig. 5, Table 3 참조).

Table 3에서 알 수 있는 바와 같이 LC1, LC2, LC3의 모든 강우에서 실제 균열은 발생하지 않는다. 즉, 보수체 표면의 인장 응력이 "0"이 되는 경우는 없다. 또한 강우 강도(강우 빈도 및 강우 지속 시간)를 고려한 경우(LC2, LC3)에서는 그렇지 않는 경우(LC1)에 비하여 손상 정도가 매우 낮게 나타났다.

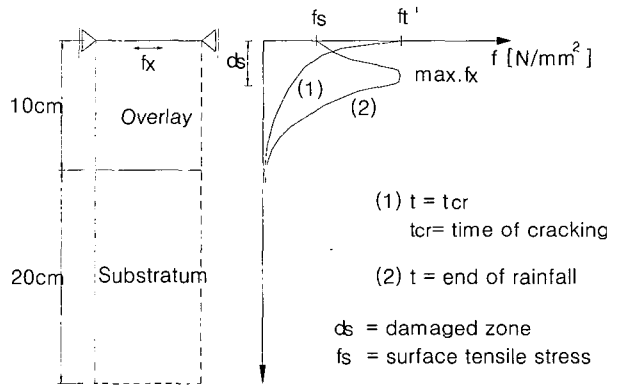


Fig. 5 Definition of the surface tensile stress and damaged zone

4.2 경계면에서의 전단 응력

경계면에서의 최대 전단 응력은 강우가 지속되는 동안에 나타나고, 각 강우 및 보수 재료에 대해서는 Fig. 6과 같이 보수층의 두께가 2-4 cm에서 최대값(ν_{max})을, 두께 10 cm에서 최소값(ν_{min})을 보인다. 본 절에서는 각 강우 및 보수 재료별로 보수체의 경계면에서 발생하는 최대 전단 응력(ν_{max})과 부착 전단 파괴에 대한 안전율($\zeta = f_{bs}' / \nu_{max}$)을 조사하였다(Fig. 6, Table 4 참조).

Table 4에서 알 수 있는 바와 같이 각 강우 및 보수 재료별 경계면의 전단 응력이 부착 전단 강도 미만이다. 즉, 경계면에서 부착 전단 파괴에 대한 안전율이 모든 경우 1.0을 상회하므로 보수체 경계면의 부착 전단 파괴는 발생치 않는다.

4.3 경계면에서의 연직 인장 응력

경계면에서 발생하는 연직 인장 응력은 Table 5와 같이 각 강우 및 보수 재료별로 보수층 두께가 증가하면서 그

Table 3 f_s [N/mm²], d_s [cm] in Fig. 5

Mortars(f_t')	LC1		LC2		LC3	
	f_s	d_s	f_s	d_s	f_s	d_s
CM(5)	2.9	6.0	4.2	0.0	4.0	0.0
ECM10(5)	3.1	6.5	4.0	0.0	4.0	0.0
ECM20(5)	1.6	9.5	3.6	1.5	3.4	2.5
EM20(15)	11.7	0.0	6.7	0.0	6.6	0.0
EM40(15)	10.0	2.5	11.5	0.0	11.3	0.0

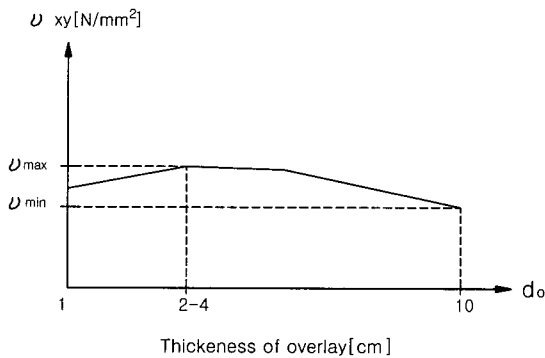


Fig. 6 Definition of the max. shear stress ν_{max} at $d_o=2-4$ cm, and the min. shear stress ν_{min} at $d_o=10$ cm

Table 4 ν_{max} [N/mm²], ζ in Fig. 6

Mortars(f_{bs}')	LC1		LC2		LC3	
	ν_{max}	ζ	ν_{max}	ζ	ν_{max}	ζ
CM(4.0)	1.7	2.3	0.9	4.4	0.6	6.6
ECM10(4.0)	2.0	2.0	1.2	3.3	1.2	3.3
ECM20(4.0)	2.6	1.5	1.8	2.2	2.1	1.9
EM20(5.5)	3.1	1.7	2.3	2.4	2.4	2.3
EM40(5.5)	4.4	1.3	3.8	1.4	3.7	1.5

값이 커짐을 알 수 있다. 따라서 이들 값이 2.3.1절에서 결정된 각 재료의 부착 인장 강도를 초과하지 않는 보수층의 두께를 조사하였다(Fig. 7 참조).

Fig. 7에서와 같이 강우 강도를 고려한 경우(LC2, LC3)가 그렇지 않은 경우(LC1)보다 상대적으로 높은 연직 인장 파괴에 대한 안전성을 보였다. 다시 말하면 동일한 재료를 이용하여 더 두껍게 보수층을 형성하여도 LC2, LC3의 경우가 LC1보다 연직 인장 파괴에 대하여 안전하다는 의미이다. 특히 강우 강도 $n_R=1/a$, $t_R=60$ min인 LC3의 시멘트 모르타르 보수층의 경우는 9.5 cm 두께에서도 연직 인장 파괴에 견딜 수 있음을 알 수 있다. 한편 기층 콘크리트와 탄성 계수 및 열팽창 계수의 차이가 클수록, 즉 폴리머 함량(본 연구에서는 에폭시 수지 함량)이 증가할수록 연직 인장 파괴에 약함을 알 수 있다.

따라서 본 절에서는 기층 콘크리트와 보수 모르타르의 탄성 계수의 차이 $\Delta E(T)$ 및 열팽창 계수의 차이 $\Delta \alpha_T(T)$ 가 연직 인장 응력 f_y 크기에 미치는 영향을 검토하기 위하여 f_y 의 추정식을 참고 문헌¹⁷⁾에 의하여 다음과 같이

Table 5 Vertical tensile stress f_y [N/mm²] in the contact zone

Load case	Thickness of overlay	Mortar				
		CM	ECM10	ECM20	EM20	EM40
LC1	$d_o=1$ cm	0.4	0.8	1.0	1.9	2.9
	$d_o=2$ cm	2.2	2.4	2.5	5.2	6.9
	$d_o=4$ cm	3.0	3.2	3.5	6.3	8.9
	$d_o=10$ cm	3.6	3.8	4.0	8.9	10.2
LC2	$d_o=1$ cm	0.1	0.2	0.4	1.5	2.6
	$d_o=2$ cm	0.8	1.0	1.2	2.1	3.3
	$d_o=4$ cm	2.1	2.5	2.8	4.0	5.1
	$d_o=10$ cm	2.8	3.0	3.3	5.1	5.4
LC3	$d_o=1$ cm	0.1	0.4	0.6	1.5	2.7
	$d_o=2$ cm	0.3	0.8	1.2	1.7	3.0
	$d_o=4$ cm	0.8	2.0	2.5	2.9	3.9
	$d_o=10$ cm	2.3	2.9	3.2	4.3	5.0

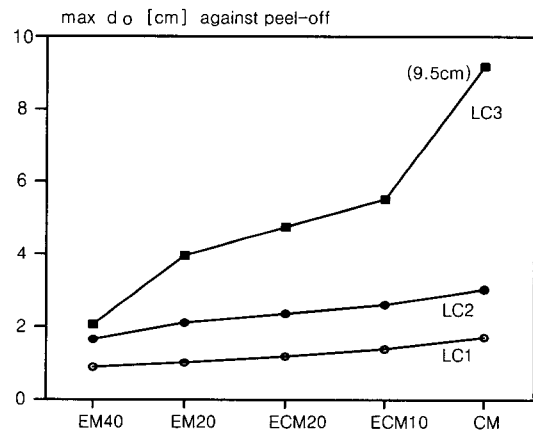


Fig. 7 Max. thickness of overlay against peel-off failure in the contact zone

가정하여 계산된 f_y 값에 대하여 선형 회귀 분석을 수행하였고, 그 결과를 Table 7에 정리하였다.

$$f_y = f_0 + F \cdot \Delta \alpha_T(T) \quad (10)$$

$$f_y = f_0 + F \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)| \quad (11)$$

여기서, $\Delta \alpha_T(T), \Delta E(T)$ =기층 콘크리트와 보수 모르터의 α_T 및 E-값의 차이

f_0 =응력축의 절편값, 즉 보수 모르터와 기층 콘크리트의 α_T 및 E-값이 같은 경우

한편 식(10),(11)에서 사용된 $\Delta \alpha_T(T), |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|$ 의 값을 정리하면 Table 6에 제시한 바와 같다.

Table 7에서와 같이 경계면의 연직 인장 응력(f_y)을 기층과 보수 재료간의 α_T -및 E-값 차이의 곱으로 나타낸 식 (11)이 α_T -값의 차이로 나타낸 식(10)보다 대체로 더 높은 상관 관계를 가지고 있다. 따라서 본 연구에서는 연직 인장 응력의 예측식을 식(11)로 결정하여 각 강우 및 보수층 두께별로 f_0, F 를 계산하여 Table 8에 정리하였다.

Table 8에서 알 수 있는 바와 같이 f_0 와 F값은 보수층의 두께(d_0)와 강우 강도(Q_R)에 좌우된다. 즉, 식(11)은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$f_y = f(Q_R, d_0, |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|) \quad (12)$$

만일 일정한 강우에 대해서 응력을 계산한다면,

$$f_y = f_0 + F_d \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)| \quad (13)$$

여기서, f_d = 보수두께에 따른 f_0 값

F_d = 보수두께에 따른 F 값

따라서 각 강우에 대한 f_d 와 F_d 가 정해진다면 연직 응력 f_y 를 구할 수 있다. 한편 LC2, LC3의 F-값은 보수층 두께에 따라서 거의 변화가 없으므로 평균값을 취했다. 다음 Table 9에는 각 강우별 및 보수층 두께별로 정리되어 있는 Table 8의 f_0, F -값들로부터 보수층 두께에 따른 f_d 와 F_d 의 계산식들을 가정하여 일련의 회귀 분석 수행 결과를 종합 정리하였다. 가정한 식들에 대한 회귀 분석 결과, 대수 함수의 상관 계수가 비교적 높았다. 이를 근거로 하여 각 강우별로 보수층의 두께가 정해진 경우 경계면에서의 연직 인장 응력은 다음의 식으로 추정할 수 있다.

Table 6 $\Delta \alpha_T(T), |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|$ in eq.(10),(11)

	CM	ECM10	ECM20	EM20	EM40
$\Delta \alpha_T(T)$ [10^{-6}]	0	4	14	19	43
$ \Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T) $	0	0.044	0.154	0.437	0.990

Table 7 Correlation coefficients of eq.(10),(11)

Load case	Equation No.	Thickness of overlay (d_0)			
		1cm	2cm	4cm	10cm
LC1	(10)	0.974	0.932	0.955	0.887
	(11)	0.985	0.973	0.988	0.932
LC2	(10)	0.963	0.977	0.968	0.885
	(11)	0.991	0.997	0.982	0.915
LC3	(10)	0.979	0.994	0.934	0.947
	(11)	0.995	0.982	0.892	0.950

Table 8 f_0, F in the equation(11) from the linear regression analysis(f_0 [N/mm²], F[K])

Load case	Thickness of overlay (d_0)							
	1cm		2cm		4cm		10cm	
	f_0	F	f_0	F	f_0	F	f_0	F
LC1	0.61	2.4	2.21	5.0	2.96	6.0	3.74	7.3
LC2	0.11	2.6	0.86	2.5	2.34	3.0	3.02	2.8
LC3	0.23	2.6	0.59	2.5	1.61	2.5	2.72	2.5

Table 9 f_d, F_d in the equation(13) and the correlation coefficients r^2

Load case	$f_d = a_f + b_f \cdot d_0$ (r^2)		$F_d = a_f + b_f \cdot d_0$ (r^2)	
	$f_d = a_f \cdot d_0^{b_f}$ (r^2)	$F_d = a_f \cdot d_0^{b_f}$ (r^2)		
LC1	$f_d = a_f + b_f \cdot \ln d_0$ (r^2)	$F_d = a_f + b_f \cdot \ln d_0$ (r^2)		
	$f_d = 1.18 + 0.28 \cdot d_0$ (0.855)	$F_d = 3.36 + 0.44 \cdot d_0$ (0.840)		
	$f_d = 0.88 \cdot d_0^{0.73}$ (0.801)	$F_d = 2.93 \cdot d_0^{0.46}$ (0.828)		
LC2	$f_d = 0.94 + 1.31 \cdot \ln d_0$ (0.943)	$F_d = 2.97 + 2.06 \cdot \ln d_0$ (0.923)		
	$f_d = 0.32 + 0.30 \cdot d_0$ (0.899)	average 2.7		
	$f_d = 0.20 \cdot d_0^{1.40}$ (0.841)			
$f_d = 0.13 + 1.33 \cdot \ln d_0$ (0.964)				
LC3	$f_d = 0.14 + 0.27 \cdot d_0$ (0.972)	average 2.5		
	$f_d = 0.27 \cdot d_0^{1.09}$ (0.958)			
	$f_d = 0.06 + 1.12 \cdot \ln d_0$ (0.973)			

$$f_y = (0.94 + 1.31 \cdot \ln d_0) + (2.97 + 2.06 \cdot \ln d_0) \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)| \text{ for LC1} \quad (14)$$

$$f_y = (0.13 + 1.33 \cdot \ln d_0) + 2.7 \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)| \text{ for LC2} \quad (15)$$

$$f_y = (0.06 + 1.12 \cdot \ln d_0) + 2.5 \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)| \text{ for LC3} \quad (16)$$

6. 결 론

본 연구에서는 강우와 같은 열충격이 보수체에 작용할 경우 보수체 내부에서 시간에 따른 온도 변화로 인하여 형성되는 응력 상태에서 보수체의 손상에 영향을 미치는 표면 인장 응력과 기층과 보수층 경계면의 연직 인장 응

력 및 전단 응력이 조사되었고, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 강우로 인한 보수체 표면 균열은 발생하지 않고, 단지 변형을 연화 단계의 가상 균열 깊이만 형성될 뿐이다. 또한 강우 강도를 고려한 실제 강우시에는 그렇지 않는 경우에 비하여 손상 정도가 매우 낮게 나타났다.

2) 각 강우 및 보수 재료별 경계면의 전단 응력은 부착 전단 강도 미만으로서, 보수체 경계면에서의 부착 전단 파괴는 발생치 않았다.

3) 경계면의 연직 인장 파괴를 유발시키는 응력 f_t 는 일정한 강우 강도에서는 보수층의 두께(d_b)가 클수록, 그리고 기층과 보수층의 열팽창 계수 차이와 탄성 계수 차이의 곱($|\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|$)의 값이 클수록 증가한다. 따라서 본 연구에서는 연직 인장 응력 f_t 의 추정식을 다음과 같이 제안하였다.

- ① 강우 강도가 무시된 수조속의 보수체(LC1)
 $f_t = (0.94 + 1.31 \cdot \ln d_b) + (2.97 + 2.06 \cdot \ln d_b) \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|$
- ② 강우 빈도 $n_R=1/a$, 지속 시간 $t_R=10$ min(LC2)
 $f_t = (0.13 + 1.33 \cdot \ln d_b) + 2.7 \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|$
- ③ 강우 빈도 $n_R=1/a$, 지속 시간 $t_R=60$ min(LC3)
 $f_t = (0.06 + 1.12 \cdot \ln d_b) + 2.5 \cdot |\Delta E(T) \cdot \Delta \alpha_T(T)|$

참고문헌

1. Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C., "Conduction of Heat in Solids," Oxford at the Clarendon Press, 1973.
2. Mandry, W., "Über das Kühlen von Beton," Springer Verlag, Berlin, 1961.
3. Ott, H. J., Büscher, H. A. and Skudelny, D., "Messung und Berechnung der Wärmeleitfähigkeit von mineralgefülltem Epoxidharz," *Kunststoff* 70, 1980, pp.156~161.
4. Weber, J. W., "Empirischer Formeln zur Beschreibung der Festigkeitsentwicklung und der Entwicklung des E-Moduls von Betons," *Betonwerk + Fertigteiltechnik*, 1979, pp.753~756.
5. Brühwiler, E., "Bruchmechanik von Staumauerbeton unter quasi-statischer und erdbebedynamischer Belastung," Dissertation EPF Lausanne, July, 1988.
6. Letsch, R., "Über das Verformungsverhalten von Epoxidharzen und Epoxidharzmörteln bei stationären und instationären Temperaturen," Dissertation der TU München, 1984.

7. Haardt, P. and Hilsdorf, H.K., "Haftbrücken zur Verbindung von Alt-mit Neubeton," *DAfStb* Heft443, 1994, pp.267~281.
8. Huber, H., "Reparaturen an Talsperren und Kraftwerksbauten," *Zement und Beton* 28, 1983, pp. 19~26.
9. Arbeitskreis "Beschichten von Beton," des Deutschen Beton-Vereins e.V.: Merkblatt für die Anwendung von Reaktionsharzen im Betonbau, *Betonwerk+Fertigteil-Technik* Heft9, 1973, pp. 482~483.
10. Schulz, R.-R. and Wesche, K., "Die Vorbereitung von Betonoberflächen für Beschichtungen-Bearbeitung, Beschaffenheit und Prüfung," *Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik*, Heft 333, 1981.
11. Naderi, M., Cleland, D. and Long, A.E., "Insitu test methods for repaired concrete structures", *Adhesion between Polymers and Concrete*(ISAP 86, edit. Sasse, H.R.), pp.707~718.
12. Hillerborg, A., "Analysis of one Simple Crack," *Fracture Mechanics of Concrete*, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1983, pp.223~249.
13. Brühwiler, E. and Wittmann, F.H., "The Wedge Splitting Test, a Method of Performing Stable Fracture Mechanics Tests," *International Conference on Fracture and Damage of Concrete and Rock*, Contribution VIII-5, Vienna, July, 1988.
14. Huges, B.P. and Chapman, G.P., "The Complete Stress-Strain Curve for Concrete in Direct Tension," *RILEM Bulletin* No.30, 1966, pp.95~97.
15. Yoon, W.H., "Untersuchung der Temperatur- und Feuchtebedingten Spannungsverhältnisse im Bereich von Instandsetzungen bei Massiven Betonbauten," Dissertation der RWTH Aachen, 8.1989.
16. Franke, H., "Lexikon der Physik," 3.Auflage, Bd3: S-Z Stuttgart: Franck'sche Verlagshandlung, 1969.
17. Yoon, W.H., "End Stress Analysis of Overlaid Concrete Structures Subjected to Thermally Transient Condition by Rainfall," Proceeding of the Korea Concrete Institute, Vol.10 No.4 1998, pp.145~151.

요 약

본 연구에서는 강우와 같은 열 충격으로 보수체의 손상(표면 균열, 경계면 파괴)을 유발하는 표면 인장 응력과 기층과 보수층 경계면의 연직 인장 응력 및 전단 응력이 해석적으로 조사되었다. 응력 계산 시에는 사용 재료의 비선형 응력-변형률 곡선이 사용되었고, 특히 변형률 경화, 변형률 연화 특성이 고려되었다. 응력 계산은 보수층의 두께와 보수 재료를 변수로 하여 강우 강도별로 조사되었다. 강우 초기의 보수체의 온도는 하절기에 55 °C까지 가열됐다고 가정하였고, 강우 온도는 10 °C로 결정하였다. 강우 빈도 1년 1회, 강우 지속 시간 10분, 60분의 강우 하중으로 응력을 계산한 결과, 보수체 표면에서는 실제 균열은 발생치 않고, 단지 변형률 연화 단계의 가상 균열만 형성되었다.

한편 경계면에서는 부착 전단 파괴는 발생치 않았으며, 연직 인장 파괴를 유발하는 응력이 일정한 강우 강도 및 보수 재료에서 보수층의 두께(d_0)가 클수록 증가하는 것으로 나타나, 경계면의 연직 인장 응력이 보수체의 안전성에 주요한 변수임을 알 수 있었다. 따라서 강우시 경계면의 파괴 예방을 위해 보수 재료의 성질 및 보수층의 두께를 결정할 수 있는 연직 인장 응력의 예측식을 제안하였다.

핵심용어 : 보수체, 열 충격, 비선형 응력-변형률 곡선, 변형률 연화특성, 경계면의 연직인장파괴
