



LUND UNIVERSITY

Frostangrepp - beskrivning av verkande mekanismer : Föredrag vid seminariet "Beständig betong" i Stockholm den 24 augusti och i Köpenhamn den 2 september 1993

Fagerlund, Göran

1993

[Link to publication](#)

Citation for published version (APA):

Fagerlund, G. (1993). *Frostangrepp - beskrivning av verkande mekanismer : Föredrag vid seminariet "Beständig betong" i Stockholm den 24 augusti och i Köpenhamn den 2 september 1993*. (Rapport TVBM (Intern 7000-rapport); Vol. 7056). Avd Byggnadsmaterial, Lunds tekniska högskola.

Total number of authors:

1

General rights

Unless other specific re-use rights are stated the following general rights apply:

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

Read more about Creative commons licenses: <https://creativecommons.org/licenses/>

Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

LUND UNIVERSITY

PO Box 117
221 00 Lund
+46 46-222 00 00



Frostangrepp- beskrivning av verkande mekanismer

Föredrag vid seminariet "Beständig betong" i Stockholm
den 24 augusti och i Köpenhamn den 2 september 1993

Göran Fagerlund

Frostangrepp- beskrivning av verkande mekanismer

Göran Fagerlund

Frostangrepp - beskrivning av verkande mekanismer

Prof. Göran Fagerlund, Lunds Tekniska Högskola
Avd. byggnadsmaterial, Box 118, S-221 00 Lund

Sammanfattning

Frostangrepp och sk saltfrostangrepp på betong kan förorsakas av ett flertal mekanismer varav de fyra väsentligaste beskrivs mera i detalj. De båda huvudmekanismerna, dvs 2 och 3, leder teoretiskt till existensen av maximalt tillåtna kritiska avstånd mellan den plats där isen bildas och närmaste luftfyllda utrymme. Olika alternativa kritiska avstånd beskrivs varav främst den sk Powers' avståndsfaktor mellan luftporer, LKR, fått tillämpning på betong.

Existensen av en kritisk avståndsfaktor leder teoretiskt till existensen av en kritisk vattenmättnadsgrad, SKR, hos betongen. En teoretisk metod att beräkna denna anges. SKR kan även bestämmas experimentellt med frys försök. Under praktiska förhållanden i en betong, tex när SKR uppnås, är i de allra flesta fall en andel av luftporsystemet vattenfyllt. Detta innebär att Powers' avståndsfaktor som den normalt definieras, dvs baserad på att luftporsystemet förblir luftfyllt, är fiktiv och starkt avvikande från den reella kritiska avståndsfaktorn som baseras på den verkliga vattenabsorptionen i luftporerna. Detta innebär också att det normala sättet att beräkna luftbehovet i en betong genom användning av Powers' (fiktiva) avståndsfaktor kan leda till en alltför låg frostbeständighet vid luftporsystem som snabbt vattenfylls i praktiken, tex mycket finporösa system. Motsatsen är fallet vid luftporsystem som är grövre än normalt. En alternativ metod, baserad på den reella kritiska avståndsfaktorn, och där hänsyn även kan tas till olika fuktmiljöer för betongen beskrivs.

Olika sätt att definiera och kvantifiera graden av frostbeständighet diskuteras. En av metoderna bygger på en beräkning av en "potentiell" livslängd. Denna beräknas genom extrapolation i tiden av resultatet av ett experimentellt vattenabsorptionsförsök. Extrapolationstekniken anges.

Saltfrostangreppet, som är ett ytangrepp och som ofta är allvarigare än det vanliga frostangreppet, särskilt vid en yttre salthalt av ca 3%, är inte klarlagt teoretiskt. En hypotes framförs enligt vilken en inre salthalt i betongens porer har en viss negativ effekt på den reella kritiska avståndsfaktorn och därmed på den kritiska (salt-)vattenmättnadsgraden men där saltets dominerande effekt torde vara en ökning av betongens fuktinnehåll lokalt i ytpartiet.

Allmänt om frostangreppet

Betongens gel- och kapillärporer, vilka tillsammans utgör ca 12 volym-% av den totala betongvolymen, vattenfylls mycket snabbt vid en normal utomhusanvändning där betongen utsätts för längre eller kortare perioder av fritt vatten. De allra finaste sk gelporerna, vilka utgör ca 7 volym-% av en högvärdig brobetong och ca 4 volym-% av en normal utomhusbetong är i stort sett alltid vattenfyllda redan vid måttligt höga fuktnivåer. Vattenfyllningen sker genom adsorption och sk kapillär kondensation av luftens vattenånga. För att helt fylla kapillärporerna, vilka är grövre än gelporerna, krävs dock att betongen utsätts för fritt vatten; regn, snöslask, yttre vattentryck etc. Teoretiskt kommer alla porer med en diameter understigande ca 1 μm att helt och snabbt vattenfyllas när betongytan utsätts för fritt vatten; se Fagerlund /1993/. Även de finaste sk luftporerna vattenfylls därför snabbt vid en kortvarig fuktbelastning i form av fritt vatten. Vid långvarig sådan fuktbelastning kommer en större andel av betongens luftporer att vattenfyllas.

När betongen fryser övergår en viss andel av porvattnet till is varvid så stora spänningar kan uppstå att betongen skadas allvarligt. Särskilt hårt utsatt är betong som saknar extra luftinblandning, betong som är ung och betong vars yta exponeras för svaga saltlösningar av tösalt eller havsvatten i samband med frysningen. Skaderisken ökar med ökad fuktbelastning; en konstruktionsdel som utsätts för fritt vatten endast under korta tider men vilken därefter kan torka innan frysningen sker är därför betydligt mindre utsatt än en konstruktionsdel som ständigt utsätts för fukt, tex betong i plaskzonen eller närmast över en fri vattenyta.

Frysförhållandena spelar en viss men till stor del outredd roll. Temperatursänkingshastigheten har troligen en rätt marginell betydelse (Fagerlund /1992A/) medan däremot den lägsta nedfrysningstemperaturen har stor betydelse; en betong som har hög frostbeständighet vid -5 à -10 °C kan mycket väl skadas allvarligt vid -20 °C (Lindmark /1993/).

Två huvudfall av frostangrepp existerar:

- * "Vanligt frostangrepp"; frysning sker med rent vatten utanför konstruktionen. Angreppet sker oftast i betongens inre delar medan betongytorna oftast är intakta. Angreppet kan relativt lätt bemästras genom en något förhöjd lufthalt och användning av vattenbindemedelstal lägre än 0,55 ("vattentät betong").
- * "Saltfrostangrepp" eller "saltavskalning"; frysning sker i närvaro av salthaltigt vatten. Angreppet är nästan alltid ett ytangrepp och kan enbart bemästras genom ett luftporsystem med mycket hög kvalitet och ett lågt vattenbindemedelstal (<0,45). Flera undersökningar visar att de allvarligaste skadorna sker när betongens yta exponeras för salthalter av storleksordningen 3 %; se tex Verbeck & Klieger /1957/. Nya undersökningar visar dessutom att den inre salthalten i betongen har mindre betydelse. Oavsett styrkan hos den inre salthalten sker de

allvarligaste skadorna vid en yttre salthalt av ca 3%; Lindmark /1993/.

Frostskadorna uppträder oftast som mer eller mindre tjocka avskalningar av betongytorna varvid ibland även grövre ballastkorn friläggs och lossnar. Som nämnts ovan är avskalningar särskilt vanliga och djupa när tösalter eller havsvatten (även Östersjövatten) når betongytan. De är dessutom koncentrerade till partier som är särskilt fuktiga, tex vid genomgående fogar, i partier omedelbart över vattenlinjen, i partier med dålig vattenavrinning etc. I andra fall har man enbart en inre förstörelse. Denna kan lätt observeras på betongytorna som får ett tätt mönster av relativt grova och djupa sprickor vilka ibland kan förväxlas med sprickor som uppstått av cement-ballastreaktioner. Sådana inre frostskador förekommer tex i konstruktioner utsatta för ensidigt vattentryck eller i fristående konstruktioner placerade i vatten eller grundlagda under grundvattenytan. I sådana konstruktioner sugs vatten kontinuerligt upp varvid den kritiska fuktnivån i konstruktionens inre överskrids medan de fria ytorna i genomsnitt blir torrare på grund av avdunstning. Inre förstörelse förekommer även vid viss porös naturballast som kan absorbera vatten och därefter verka sprängande vid frysning.

Skademekanismer

Frysbart vatten

Porvattnets fryspunkt sjunker med minskande porstorlek. Den exakta relationen mellan porstorlek och fryspunkt är inte klarlagd. Den beror främst på vilka fasgränssystem is-vatten, is-ånga, vatten-ånga som utbildas i porsystemet; Defay et al /1966/; (se även Fagerlund /1972/). Ett rimligt antagande är att isen förblir under normalt atmosfärstryck medan porvattnet står under ett undertryck som beskrivs av Kelvins lag för kapillär kondensation, dvs fasgränser is-ånga är plana medan fasgränser vatten-ånga är krökta på vanligt sätt. Några krökta fasgränser mellan vatten och is antas inte föreligga. Inte heller antas sådant vatten som är adsorberat på porväggarna kunna frysa. Under dessa förutsättningar gäller följande samband mellan pordiameter och frystemperatur. (Motsvarande relativ fukt (RH) enligt Kelvinkvationen anges inom parentes):

- * Diameter 450 Å: Fryspunkt - 6°C. (RH≈95 %)
- * Diameter 280 Å: Fryspunkt -10°C. (RH≈92 %)
- * Diameter 200 Å: Fryspunkt -15°C. (RH≈88 %)
- * Diameter 160 Å: Fryspunkt -20°C. (RH≈85 %)
- * Diameter 115 Å: Fryspunkt -30°C. (RH≈80 %)

Vid normala frystemperaturer är därför vare sig vatten i gelporerna eller i de finaste kapillärporerna frysbart. I Fig 1 visas mätningar av den frysbara

vattenmängden vid nedfrysning till -15°C av betong som dels aldrig torkats (kurva A) och som dels torkats vid $+105^{\circ}\text{C}$ och som sedan återuppfuktats (kurva B). I figuren visas också den totala vattenmängden i provet. Den frysbara vattenmängden är alltid avsevärt mindre än den totala. Figuren antyder att man inte skulle ha något frysbart vatten vid ett vct understigande ca 0,30 förutsatt att betongen aldrig fått torka. Figuren visar emellertid att en mycket stor ökning av den frysbara vattenmängden sker när betongen en gång varit utsatt för en kraftig uttorkning; vid $\text{vct}=0,3$ fås i en torkad betong en lika hög frysbar vattenmängd som i en otorkad betong med $\text{vct}=0,6$. Liknande effekter har även observerats av bla Sellevold et al/1982/. Det finns indikationer på att liknande effekter finns även i betong som utsatts för betydligt mildare torkning vid rumstemperatur; Fagerlund & Modéer /1974/.

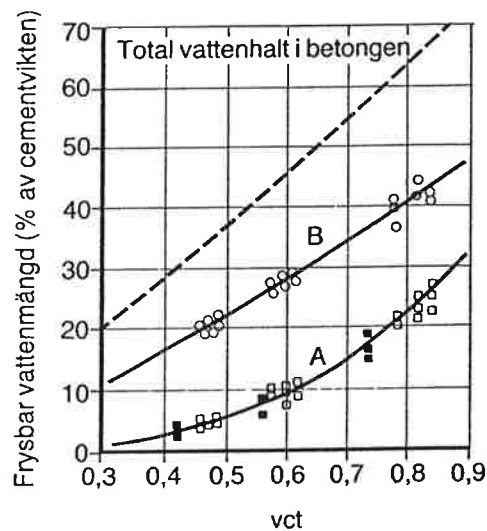


Fig 1: Frysbar vattenmängd i betong vid -15°C . A: aldrig torkade prover. B: torkade och återuppfuktade prover. Vuorinen /1973/.

Orsaken till denna förändring av den frysbara vattenmängden genom torkning är outredd. Den torde sammanhånga med att torkningen ger någon form av strukturförändring. Den mest sannolika förklaringen är att en mycket stor andel av det potentiellt frysbara porvattnet i den otorkade betongen befinner sig inne i isolerade små kapillärporer. Vattnet förblir därför underkyllt ända tills det fryser homogent vid ca -40°C ; Bigg /1953/. Stor isbildning vid just denna temperaturnivå har ofta noterats vid kalorimeterförsök. Genom torkningen uppstår mikrospricksystem i den cementgel som omger de isolerade kapillärporerna. Därför kan isbildningen i dessa nu initieras genom att isen kan tränga fram i sprickorna. Isbildningen sker därför i stort sett vid "den rätta temperaturen" i förhållande till porstorleken. Att denna förklaring är rimlig styrks av att man vid kalorimeterförsök hos otorkade prover får issmältning vid betydligt högre temperatur än vad man får isbildning. En sådan hysteresis

mellan issmältning och isbildning erhålls om underkylningsfenomen av den nämnda typen inträffar. Hos torkade och återuppfuktade prover är hysteresisen betydligt mindre.

Överslagsmässigt gäller för en betong under praktiska förhållanden att alla kapillärporer kommer att innehålla frysbart vatten vid lägsta tänkbara temperatur medan vatten i gelporerna förblir ofruset; Powers & Brownnyard /1948/. Detta innebär att den totala frysbara vattenmängden w_f liter per m^3 betong är:

$$w_f \approx B(vbt - 0,39 \cdot \beta) \quad (1)$$

Där B är bindemedelshalten i kg per m^3 och β är hydratationsgraden. Ekvationen gäller i princip bara för rent portlandcement men kan överslagsmässigt användas även för andra bindemedel. Följande approximativa frysbara vattenmängder erhålls för några typiska betonger.

* $vct=0,55$: $B \approx 330 \text{ kg}/m^3$; $\alpha \approx 0,75$; $w_f \approx 85 \text{ liter}/m^3$; $w_f/B \approx 0,26$. ($k_0 \approx 0,37$)

* $vct=0,45$: $B \approx 400 \text{ kg}/m^3$; $\alpha \approx 0,70$; $w_f \approx 70 \text{ liter}/m^3$; $w_f/B \approx 0,18$. ($k_0 \approx 0,45$)

* $vct=0,30$: $B \approx 500 \text{ kg}/m^3$; $\alpha \approx 0,50$; $w_f \approx 50 \text{ liter}/m^3$; $w_f/B \approx 0,10$. ($k_0 \approx 0,51$)

Dessa värden överensstämmer väl med de experimentella värdena enligt Fig. 1. (koefficienten k_0 definieras i ekv (3) nedan. I siffrorna ovan antas dock totalporositeten enbart motsvara summan av gel- och kapillärporer. Luftporer inräknas ej).

Man kan tydligen inte utesluta att även mycket täta betonger med låga vattenbindemedelstal innehåller en viss mängd frysbart vatten. Porstorleksfördelningar som uppmätts för cementpastor med vbt ned till 0,20 visar också att dessa pastor har en stor andel porer med vatten som är potentiellt frysbart vid normalt förekommande temperaturer; se tex Zhang & Gjörv /1991/. Genom åldringsfenomen, tex av ovan beskrivna typ, kan det tänkas att vatten i dessa porer blir reellt frysbart.

Skademekanism 1; Frysning av "sluten behållare"

I det enklaste fallet betraktas varje liten "enhetscell" av betongen som en sluten behållare. Ingen vattentransport från den plats där isen bildas är möjlig antingen därför att betongen inte innehåller något luftfyllt utrymme till vilket vattnet kan transporteras eller därför att permeabiliteten hos porväggen är så låg att vattnet praktiskt sett är orörligt. Den volymökning av 9 % som sker när vatten övergår till is måste därför tas om hand i det närmaste området runt den bildade iskroppen dvs i "den lokala behållaren". Om behållaren är fullständigt vattenfylld kan mycket stora tryck uppstå. Enligt vattnets fasdiagram erfordras ett tryck av ca 10 MPa för att sänka fryspunkten med $1^\circ C$. För att motverka isbildning vid $-20^\circ C$ erfordras således ett tryck av ca 200 MPa. Man kan göra en bedömning av vilka

spänningar som därvid uppstår i betongen genom att använda två enkla modeller. I båda fallen antas behållaren utgöras av en vattenfylld hålsfär av cementpasta med dess porer. Behållaren antas vara inkompressibel.

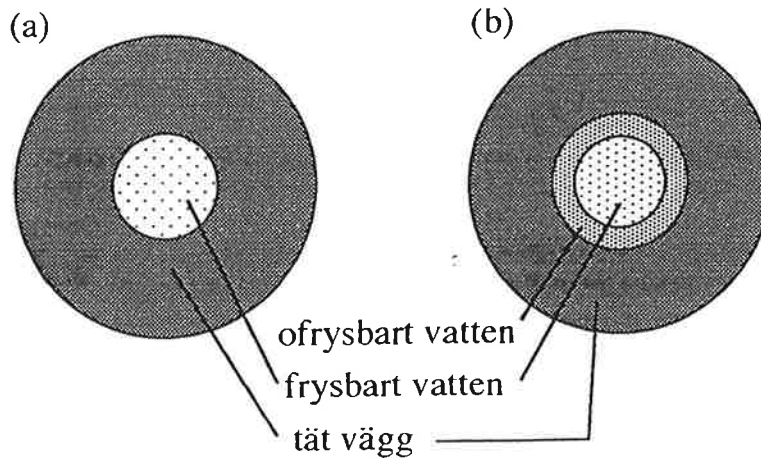


Fig 2: Illustration av skademekanism 1; hålsfär med tät vägg.
(a) Enbart frysbar vatten i hålet. b) Allt porvatten i hålet.

Modell 1: Allt potentiellt frysbar vatten befinner sig inne i sfärens hål medan allt fast material och allt ofrysbar vatten befinner sig i sfärens vägg; Fig 2(a). Behållarväggen antas emellertid vara tät dvs tryck i det potentiellt frysbara vattnet kan inte överföras genom hydraulisk verkan till vattnet i väggen. Den maximala tangentiella spänningen i väggen är; Hult/1966/.

$$\sigma_t = p \cdot (0,5 + W_f) / (1 - W_f) \approx 10 \cdot \Delta\theta \cdot (0,5 + W_f) / (1 - W_f) \quad [\text{MPa}] \quad (2)$$

Där p är vattentrycket [MPa]. $\Delta\theta$ är fryspunktsnedsättningen [$^{\circ}\text{C}$] och W_f är den frysbara vattenvolymen som andel av totala behållarvolymen [m^3/m^3]. Ett maximalvärde på draghållfastheten hos en cementpasta är 10 MPa. Detta innebär att behållaren, dvs cementpastan/betongen, inte kan motstå frysning ner till lägre temperatur än ca -2°C när den frysbara vattenmängden är 1% av behållar- eller pastavolymen. Detta motsvarar endast 0,3% eller 3 liter/ m^3 räknat på betongvolymen. Vid högre mängd frysbar vatten är den möjliga fryspunktsnedsättningen ännu mindre.

Modell 2: Allt porvatten antas befinna sig i sfärens hål. Det potentiellt frysbara vattnet befinner sig i centrum varvid det ofrysbara vattnet överför trycket till behållarväggen; Fig 2(b). Den maximala spänningen ges av ekv (2) med W_f utbytt mot cementpastans porositet P [m^3/m^3]. Denna modell, som är fysikaliskt mera rimlig än modell 1, ger ännu lägre möjliga fryspunktsnedsättningar. Även en mycket tät cementpasta har en totalporositet av minst 20% vilket ger en teoretisk fryspunktsnedsättning av enbart $1,1^{\circ}\text{C}$ när draghållfastheten är 10 MPa.

Det är därför uppenbart att en sluten inkompressibel behållare inte kan motstå frysning när den är fullständigt vattenmättad. Även en mycket låg vattenhalt räcker för att förstöra porväggarna. Behållaren måste därför innehålla en viss mängd luftfyllt utrymme. Man kan beräkna ett approximativt värde på den maximalt tillåtna effektiva vattenmättnadsgraden hos behållaren, $S_{eff,KR}$, genom att försumma isens och vattnets kompressibilitet och genom att anta att brott inträffar när vattnets 9-procentiga volymökning exakt motsvarar behållarens relativa volymtöjningsförmåga.

$$S_{eff,KR} = 0,917 + 3 \cdot \epsilon_b(1-2\nu) / [1,09 \cdot P(1-k_\theta)] \quad (3)$$

Där ϵ_b är behållarens -cementpastans- töjbarhet vid enaxiell dragning, ν är Poissons tal och k_θ är en temperaturberoende koefficient som uttrycker andelen icke frysbart vatten i relation till allt vatten när alla porer är vattenfyllda. k_θ minskar alltså med sänkt temperatur. Försättningsvis används värdet för den lägsta tänkbara temperaturen dvs ca -30°C .

Effektiv vattenmättnadsgrad definieras:

$$S_{eff} = W_f / (W_f + a) = 1 - (a/P) / (1-k_\theta) \quad (4)$$

Där a är volymandelen luftfyllt utrymme av totala behållarvolymen. För en höghållfast cementpasta kan följande värden användas; $\nu=0,20$, $\epsilon_b=0,2 \text{ ‰}$. Då gäller:

$$S_{eff,KR} = 0,917 + 3,3 \cdot 10^{-4} / [P(1-k_\theta)] \quad (5)$$

Oftast är det mer ändamålsenligt att använda begreppet (total) vattenmättnadsgrad som definieras:

$$S = W_e / P = S_{eff}(1-k_\theta) + k_\theta \quad (6)$$

Där W_e är totala vattenvolymen i behållaren räknat på totala behållarvolymen.

Ekvationerna ovan kan användas för att beräkna den absolut högsta tillåtna frysbara vattenmängden i en helt vattenmättad betong liksom det absolut lägsta luftbehovet i en betong. Detta skall visas med ett par exempel. Högrepresterande betong med mycket lågt vattenbindemedelstal används som exempel eftersom sådant material genom sin låga permeabilitet är material för vilka den aktuella destruktionsmodellen i princip borde kunna tillämpas.

För en mycket tät cementpasta med vatten-bindemedelstal 0,2 till 0,3 kan totalporositeter mellan 25 och 30% förväntas Enligt ekv (5) kan således

fullständig vattenmättnad endast accepteras om den icke frysbara vattenmängdens andel av den totala vattenmängden (k_0) är så hög som 0,984 respektive 0,987. Detta innebär att så gott som inget frysbart vatten kan accepteras om cementpastan skall vara frostbeständig. Den högsta tillåtna frysbara vattenmängden är enbart ca $(1-0,984) \cdot 25 = 0,4 \text{ vol-\%}$ dvs 4 liter per m^3 cementpasta. Detta är mycket lägre värden än de som anges av ekv (1). Man kan därför alltid förvänta sig att även en mycket tät betong måste försees med extra luftinblandning.

Genom en mycket begränsad torkning blir emellertid cementpastan -den lokala behållaren- frostbeständig även i de fall där den frysbara vattenmängden är mycket högre än vad som kan accepteras när den är helt vattenfylld. Den kritiska effektiva vattenmättnadsgraden kan beräknas med ekv (5). Som exempel betraktas de båda nyssnämnda cementpastorna med totalporositet 25 resp. 30 %. Andelen frysbart vatten antas vara 10 resp 20 % av totala vattenhalten, dvs k_0 är 0,9 resp. 0,8 för vbt 0,2 resp 0,3. Detta är höga värden på k_0 i förhållande till vad som kan förväntas hos en betong som utsätts för periodvis uttorkning; se ekv (1). Teoretiskt innebär dessa data att den kritiska effektiva vattenmättnadsgraden $S_{\text{eff,KR}}$ är 0,930 resp. 0,923, dvs den totala vattenmättnadsgraden S_{KR} är enligt ekv (6) 0,993 resp. 0,985 för de bägge pastorna. Den erforderliga uttorkningsgraden är alltså enbart 0,7 % resp 1,5 %. En luftfylld porvolym räknad på hela pastavolymen av ca $(1-0,930) \cdot 25 \approx 0,2\%$ resp. $(1-0,985) \cdot 30 \approx 0,5\%$ räcker för att cementpastorna skall vara frostbeständiga. Denna lufthalt måste vara jämnt fördelad i materialet så att i princip ingen vattentransport från frysplatsen erfordras. Ett bra sätt att åstadkomma detta är den självuttorkning som sker genom cementreaktionen.

Om porvattnet är salthaltigt bör effekten av skademekanism 1 minska något eftersom saltet minskar den totala frysbara vattenmängden.

Skademekanism 1 har tillämpning i åtminstone fem fall:

1: Beräkning av den absolut lägsta möjliga lufthalten i en betong. Den lägsta tänkbara lufthalten i en betong motsvarar 9% av det frysbara vattnets volym. Den högsta frysbara vattenmängden har man i en betong med högsta acceptabla vattencementtal. Detta är ca 0,6 för en utomhusbetong. Enligt Fig 1 kurva A eller ekv (1) är då den frysbara vattenmängden ca 30 % av cementvikten dvs ca 100 liter per m^3 betong. Den absolut lägsta lufthalten i en utomhusbetong är därför ca 1 %. Oavsett hur bra luftporsystem man kan åstadkomma i en betong får denna lufthalt inte underskridas.

2: Porösa ballastkorn inneslutna i betong. Sådana korn kan överslagsmässigt betraktas som slutna behållare från vilka vattentransport in i omgivande cementpasta är omöjlig. Ballastkorn som har en porositet som överstiger ca 0,5 à 1 % och som kan vattenfyllas till mer än 92 % är uppenbarligen mycket riskabla. Att så är fallet har även visats experimentellt; se Fig. 3. För att ballastkorn skall kunna vattenfyllas

fullständigt måste i stort sett alla porer vara mindre än ca 1 μm . Därför är finporös naturballast av typ kalksten och skiffer särskilt frostkänslig och måste undvikas. En teoretisk behandling av spänningstillståndet i ballastkorn och i omgivande cementpasta i samband med frysning ges i Fagerlund /1978/.

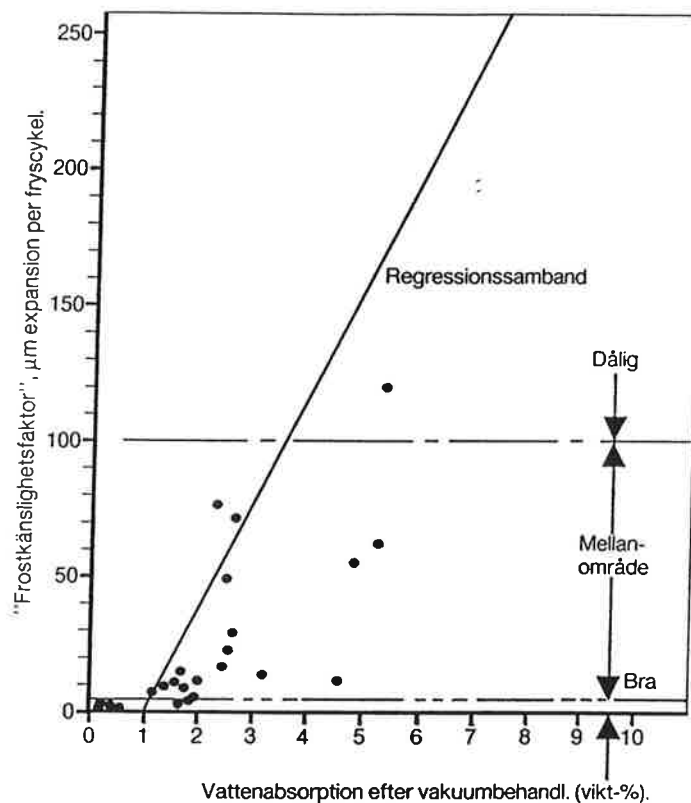


Fig 3: Expansion vid frysning av betong som funktion av ballastens porositet. Larson & Cady /1969/.

3: Högpresterande betong med mycket låga vattenbindemedelstal. Det framförs ibland att en sådan betong kan vara frostbeständig trots att den saknar extra luftinblandning eftersom den i stort sett inte innehåller något frysbart vatten. Beräkningarna ovan visar emellertid att detta enbart är fallet om den har en total frysbar vattenmängd som understiger ca 5 liter per m^3 . Enda möjligheten att den kan vara frostbeständig vid en högre frysbar vattenmängd är att den inte blir fullt vattenmättad under praktiska förhållanden. Detta är en osannolik möjlighet; åtminstone för betongens ytparti. Därför erfordras luft även i en mycket tät betong.

4: Frysning av ung betong. Att modellen kan tillämpas på detta fall påvisades redan av Powers /1962/ och har även visats teoretiskt av Fagerlund /1980A/. Genom den självuttorkning som sker vid cementhydratationen skapas lokala luftfyllda porer i anslutning till varje kapillärpor. När självuttorkningen blivit så stor att den effektiva

vattenmättnadsgraden understiger 0,917 kan skador inte längre ske eftersom volymexpansionen när vatten övergår till is kan tas omhand lokalt i anslutning till isbildningen. Den av självuttorkningen skapade luftvolymen a är; Fagerlund /1980B/:

$$a = 0,0625 \cdot \beta \cdot B \quad (7)$$

Den icke frysbara vattenmängden vid -10°C , vilket kan vara en rimlig lägsta temperatur att beakta vid tidig frysning, antas motsvara den mängd vatten som ges av jämviktsfuktkurvan vid den första uttorkningen vid ca 90% RH. Denna RH motsvarar nämligen ca -10°C ; jfr avsnittet "Frysbar vattenmängd" ovan. Enligt jämviktsfuktkurvor angivna av Nilsson /1977/ kan då följande ungefärliga samband anges för den icke frysbara vattenmängden (OBS hydratationsgraden i Nilssons kurvor är något högre än vad som gäller hos ung betong. Avvikelsen är troligen marginell):

$$w_{nf} \approx 0,5 \cdot vbt \cdot B \quad (8)$$

Den totala vattenmängden är; Fagerlund /1980/:

$$w_e = B(vbt - 0,25 \cdot \beta) \quad (9)$$

Dvs den frysbara vattenmängden är:

$$w_f = w_e - w_{nf} = B(0,5 \cdot vbt - 0,25 \cdot \beta) \quad (10)$$

Villkoret att den effektiva vattenmättnadsgraden skall vara 0,917 ger då:

$$S_{\text{eff,KR}} = 0,917 = w_f / (w_f + a) = (0,5 \cdot vbt - 0,25 \cdot \beta) / (0,5 \cdot vbt - 0,25 \cdot \beta + 0,0625 \cdot \beta) \quad (11)$$

Dvs den erforderliga hydratationsgraden innan ung betong kan frysa utan att skadas är:

$$\beta_{\text{erf}} = 0,55 \cdot vbt \quad (12)$$

Detta värde överensstämmer exakt med det halvempiriska värde som bestämts av Powers/1962/ och nästan exakt med det rent experimentella samband som bestämts av Jung /1967/; ($\beta_{\text{erf}} = 0,48 \cdot vbt$).

5: Sprickor i betong. Sprickor som är öppna mot ytan kan förväntas vara vattenfyllda. Vilka spänningstillstånd som kommer att uppstå när vattnet i sprickan fryser beror på sprickans geometri, på sprickfrekvensen och på möjligheten för vatten att pressas ur sprickan när denna fryser. Det värsta

fallet erhålls när sprickan är så djup att vatten inte kan pressas ur samtidigt som cementpastan är så tät att ingen vattentransport in i denna är möjlig. Genom att vattnet i sprickan står i kontakt med vatten i cementpastan kan då mycket höga tryck i pastan uppnås. Normalt innehåller dock pastan en viss lufthalt dit överskottsvatten kan pressas. Man kan göra en approximativ beräkning av den maximalt tolerabla sprickvidden $t_{\max}$ genom att ställa upp följande villkor som innebär att den undanpressade vattenmängden från sprickan samt undanpressad vattenmängd från en angränsande skiva av cementpastan med tjockleken $D_{KR}/2$ skall exakt motsvara lufthalten i denna skiva. D_{KR} är den sk kritiska tjockleken vilken behandlas under skademekanism 2 nedan.

$$0,09 \cdot t_{\max}/2 + 0,09 \cdot W_f \cdot 0,5 \cdot D_{KR} = 0,5 \cdot D_{KR} \cdot a \quad (13)$$

Där a är lufthalten [m^3/m^3]. Ekvationen kan förenklas till:

$$t_{\max} = D_{KR} [a - 0,09 \cdot W_f] / 0,09 \quad (14)$$

Låt oss anta att $D_{KR}=1\text{mm}$ och $W_f=50 \text{ liter}/\text{m}^3=0,05 \text{ m}^3/\text{m}^3$. Då gäller följande maximala sprickvidder:

* lufthalt 2 %: $t_{\max} = 0,2 \text{ mm}$

* lufthalt 4 %: $t_{\max} = 0,4 \text{ mm}$

* lufthalt 6 %: $t_{\max} = 0,6 \text{ mm}$

En ökad mängd frysbart vatten ger inget större utslag i maximalt tillåten sprickvidd; ex. vid $W_f=100 \text{ liter}/\text{m}^3$ och lufthalt 4 % fås $t_{\max}=0,34 \text{ mm}$. Däremot har cementpastans kritiska avstånd avgörande betydelse. I en mycket tät högpresterande betong torde D_{KR} vara lägre än i en normalbetong vilket innebär att den negativa effekten av sprickor är större i en sådan betong.

Skademekanism 2; Hydrauliskt tryck

Erfarenhetsmässigt vet man att det behövs mycket mer luft än den som ges av skademekanism 1. En orsak, som beskrivs av skademekanism 2, är att vatten trängs undan från den plats där isbildning sker till ett luftfyllt utrymme där det kan tas om hand spänningsfritt; normalt till en luftfylld luftpor. Denna vattentransport sker genom ett trångt och delvis isfyllt nät av gel- och kapillärporer. Högt tryck -hydrauliskt tryck- kan därför uppstå i vattenfasen och överförs till porväggarna. Betongen utsätts därvid för dragspänningar. Om dessa överskrider draghållfastheten brister betongen. Skademekanismen åskådliggörs av Fig 4.

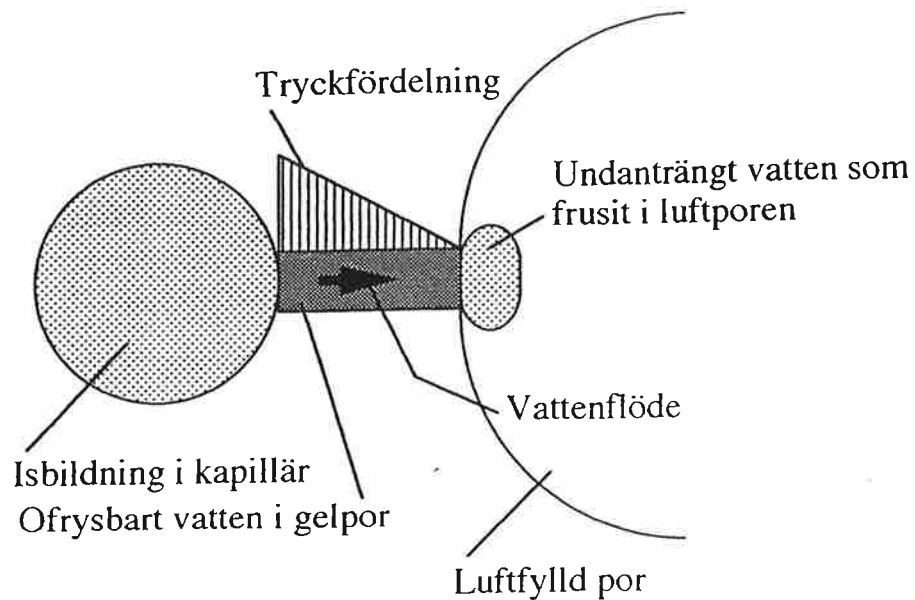


Fig 4: Illustration av skademekanism 2.

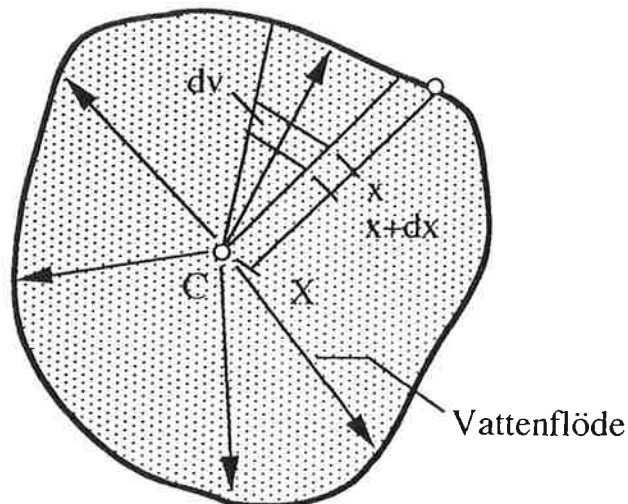


Fig 5: Modell för beräkning av kritisk storlek. Fagerlund /1986/.

Det hydrauliska trycket kan lätt beräknas för enkla fall. Fig. 5 visar en porös helt vattenfylld materialvolym som fryser. Vatten transporteras från en central punkt C mot periferin. Vattentrycket kan beskrivas med Darcy's lag. För den markerade materialektorn gäller följande uttryck för trycket $p(x)$ på avståndet x från materialytan; Fagerlund /1986/:

$$p(x) = 0,09 \cdot (dW_f/dt) \cdot (1/K) \cdot \int_0^x [v(x)/a(x)] \cdot dx \quad (15)$$

Där dW_f/dt är isbildningshastigheten [$m^3/(m^3 \cdot s)$], K är permeabiliteten [$m^2/(Pa \cdot s)$] och $a(x)$ är sektorns, dvs vattenflödets, tvärsnitt vid koordinat x . Storheten $v(x)$ definieras:

$$v(x) = \int_x^X dv \quad (16)$$

Där dv är storleken på volymselementet $a(x) \cdot dx$, dvs $v(x)$ är totala sektorvolymen mellan koordinat x och avståndet X från periferin till flödets utgångspunkt C. Integralen i ekv (15) är således enbart beroende av provets geometri. Maximala trycket $p_{\max}$ uppnås i centumpunkten C. Ekv (15) kan då skrivas:

$$p_{\max} = 0,09 \cdot (dW_f/dt) \cdot (1/K) \cdot f(X) \quad (17)$$

Där $f(X)$ är ett slags medelavstånd som vatten måste pressas innan det når en fri materialyta där det kan tas om hand. $f(X)$ har olika utseende för olika geometrier. Några exempel skall ges.

* En vattenmättad skiva med tjocklek D ; Fig 6a.

$$f(X) = D^2/8.$$

* En vattenmättad sfär med diameter Φ ; Fig 6b.

$$f(X) = \Phi^2/24$$

* Ett vattenmättat skal med impermeabel ytterperiferi och tjocklek L omgivande en sfärisk luftbubbla med specifika arean α ; Fig 6c. Detta är den modell som användes av Powers /1949/ i hans definition av avståndsfaktor.

$$f(X) = [L \cdot \alpha/9 + 1/2] L^2$$

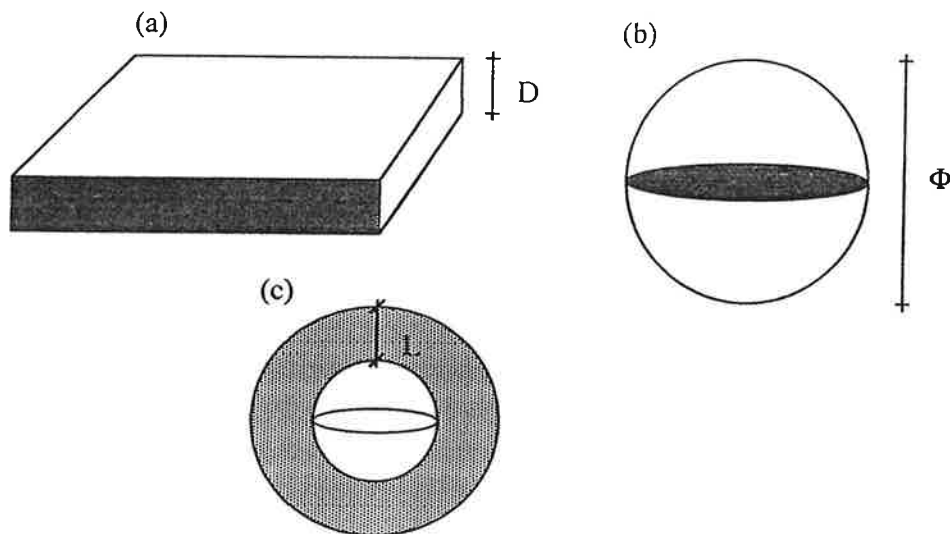


Fig 6: Olika kritiska storlekar.

Det hydrauliska trycket ökar således med ökande isbildningshastighet, med ökande transportavstånd och med minskande permeabilitet. Betongen brister när det hydrauliska trycket, som överförs till porväggen, överstiger dess draghållfasthet f_t ; dvs brottvillkoret är $p_{\max} = f_t$. Det existerar således kritiska materialstorlekar eller kritiska avstånd som inte får överskridas om

materialet skall vara frostbeständigt. För de tre materialgeometrierna i Fig 6 gäller:

* Vattenmättad skiva:

$$D_{KR} = \{8 \cdot f_t \cdot K / (0,09 \cdot dW_f/dt)\}^{1/2}$$

* Vattenmättad sfär:

$$\Phi_{KR} = \{24 \cdot f_t \cdot K / (0,09 \cdot dW_f/dt)\}^{1/2}$$

* Vattenmättat skal; L_{KR} är den sk Powers avståndsfaktor:

$$L_{KR}^2 \{L_{KR} \cdot \alpha / 9 + 1/2\} = f_t \cdot K / (0,09 \cdot dW_f/dt)$$

Det existerar således geometriska samband mellan de olika kritiska avstånden. Sambandet mellan den kritiska tjockleken och den kritiska avståndsfaktorn är tex:

$$D_{KR} = 2 \cdot L_{KR} \{2 \cdot \alpha \cdot L_{KR} / 9 + 1\}^{1/2} \quad (18)$$

Detta avstånd beror således i viss mån på den luftfyllda porens storlek. Ett normalvärde på α hos de i praktiken luftfyllda porerna i en betong som exponeras för fritt vatten under längre tid, tex under ett frys försök, är ca 15 mm^{-1} . Om den kritiska tjockleken är 1 mm blir då den kritiska avståndsfaktorn 0,35 mm. Den kritiska avståndsfaktorn är alltså alltid mindre än den kritiska tjockleken.

Det hydrauliska trycket verkar bara så länge ny is bildas, dvs i princip så länge som temperaturen hos betongen sjunker. Isbildningshastigheten kan nämligen skrivas:

$$dW_f/dt = (dW_f/d\theta) \cdot (d\theta/dt) \quad (19)$$

Där $dW_f/d\theta$ är en materialberoende funktion som beskriver hur mycket is som bildas vid en viss temperatur. Den beror främst av porstorleksfördelningen och av förbehandlingen; se avsnittet "Frysbar vattenmängd" ovan. $d\theta/dt$ är temperatursänkningshastigheten. När denna är noll är därför isbildningshastigheten också noll. Man borde därför i princip få längdändrings-tidskurvor av typ Fig 7a hos en icke frostbeständig betong där temperaturen hålls konstant under en viss tid. I verkligheten har man i vissa fall uppmätt kurvor av typ Fig 7b, dvs provkroppslängden är konstant när temperaturen är konstant. Detta behöver inte helt motbevisa den hydrauliska tryckteorien eftersom man kan tänka sig att det trots allt sker en viss isbildning. Att temperaturen i provet är konstant kan bero på att den värme som utvecklas vid isbildningen kompenserar värmeförlusten till omgivningen. Dessutom kan man tänka sig att den is som bildats tidigare "låser" materialstrukturen så att den inte kan kontrahera. Detta är i så fall ett specialfall av skademekanism 1. En ytterligare möjlighet är att strukturen är permanent skadad och att materialet därför inte kan kontrahera.

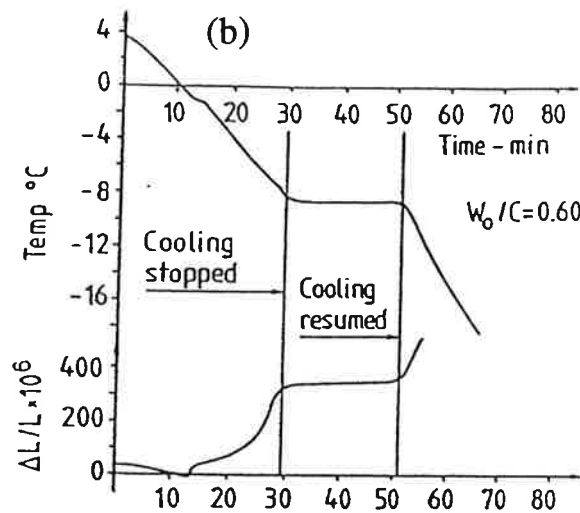
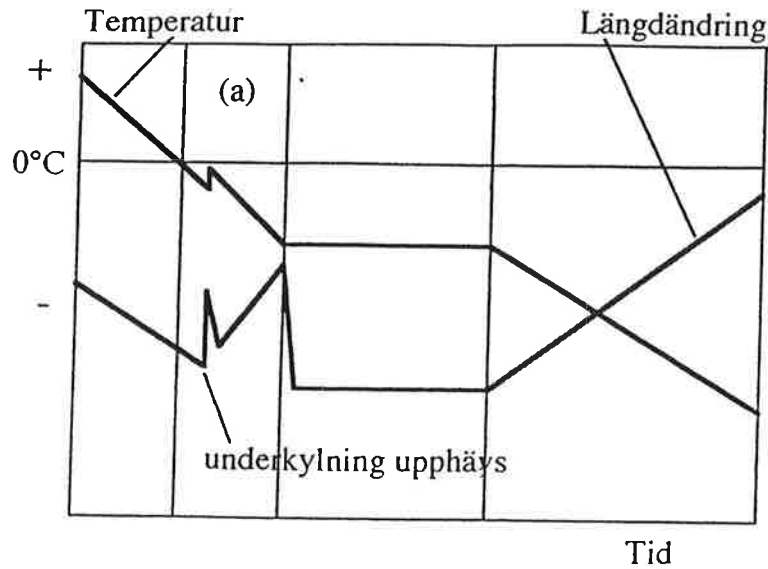


Fig 7: (a) Förväntade temperatur-längdändring-tidkurvor om skademekanism 2 är giltig. (b) Uppmätta kurvor för en cementpasta utan luft med $w_{ct}=0,6$. Powers & Helmuth /1953/.

Enligt hydrauliska tryckteorien borde trycket vara som störst när isbildningshastigheten är som högst dvs normalt i början av isbildningsförloppet vid relativt höga temperaturer. I det senare skedet, vid lägre temperaturer, sker ofta isbildningen långsammare. Man måste emellertid ta hänsyn till att permeabiliteten gradvis minskar på grund av isbildningen i porsystemet. Den minskade permeabiliteten kan mycket väl överväga den minskade isbildningshastigheten. Det faktum att man ofta ser en större expansion hos en betong vid lägre temperaturer behöver därför inte motbevisa den hydrauliska tryckteorien. Detta åskådliggörs i Fig 8.

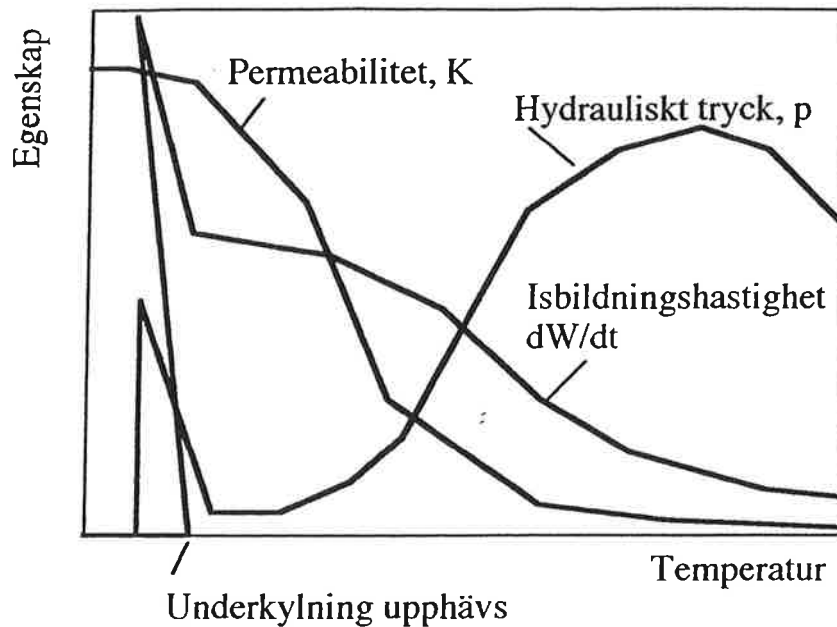


Fig 8: Hypotetiska kurvor över isbildningshastighet, permeabilitet och hydrauliskt tryck..

Det kritiska avståndet beror på isbildningshastigheten, dvs på temperatursänkingshastigheten. En fördubbling av denna ger teoretiskt en 30-procentig minskning av den kritiska storleken. Skademekanism 2 innebär därför att frostskaferisken ökar med ökad temperatursänkingshastighet.

Om porvattnet är salthaltigt bör det hydrauliska trycket minska något eftersom saltet minskar den frysbara vattenmängden. Detta förutsätter dock att saltet inte ökar betongens fuktinnehåll. Skulle detta ske kan saltet i stället öka det hydrauliska trycket eftersom avståndsparmetern $f(X)$ i det verkliga materialet då ökar.

Skademekanismen behandlades teoretiskt första gången av Powers /1949/.

Skademekanism 2 har särskilt stor betydelse i åtminstone två fall:

1: I det initiella frysskedet när underkylning av porvattnet upphävs. På grund av underkylning fryser normalt vattnet i porerna inte förrän vid en temperatur som är upp till 5 grader lägre än den teoretiska fryspunkten. När isbildning väl initieras sker den mycket snabbt över en rätt stor materialvolym varvid temperaturen momentant stiger till den normala fryspunkten. Man ser då ofta en kraftig momentan expansion som normalt återgår efter några minuter. Detta tyder på en hydraulisk "pumpeffekt" när en stor mängd vatten på kort tid måste transporteras till luftfyllda porer. Normalt är denna expansion inte tillräckligt stor för att ödelägga betongen. Den stora expansionen brukar nämligen komma i ett senare skede; se Fig 8.

2: Hos relativt grovporösa material; tex betonger med höga vatten-cementtal eller porös ballast. Hos dessa material är den icke frysbara vattenmängden liten. Därför kan inte skademekanism 3 ha så stor betydelse som i mera finporösa material. Det är emellertid inte uteslutet att skademekanism 2 är dominant även för mycket finporösa material, tex betonger med låga vct. Den relativa betydelsen av mekanism 2 och 3 har aldrig klarlagts.

Skademekanism 3; Mikroskopisk islinnsbildning

I en betong som vid en viss frystemperatur innehåller såväl iskroppar i de grövre kapillärporerna och i vissa luftporer som ofruset vatten i de finaste kapillärporerna och i gelporerna kan en förstörelsemekanism som är av samma typ som den som orsakar tjällyftning i mark uppträda. Ofruset vatten har vid varje minustemperatur alltid ett högre energiinnehåll än is vid samma temperatur. Iskropparna kommer därför att dra till sig ofruset vatten. Man får således en vattentransport i riktning mot platsen för isbildning. De mikroskopiska iskropparna kommer därvid att växa och utsätta porväggarna för tryck. Detta innebär att även isen utsätts för tryck varvid dess energiinnehåll ökar samtidigt som det kvarvarande ofrusna vattnets energiinnehåll minskar på grund av den uttorkningseffekt som fuktvandringen innebär. Iskristalltillväxten stoppar inte förrän isens fria energi är hög nog att balansera det ofrusna vattnets fria energi. Innan dess kan troligen så höga tryck byggas upp att betongen skadas allvarligt, vilket framgår av beräkningen nedan. Skademekanismen illustreras av Fig 9.

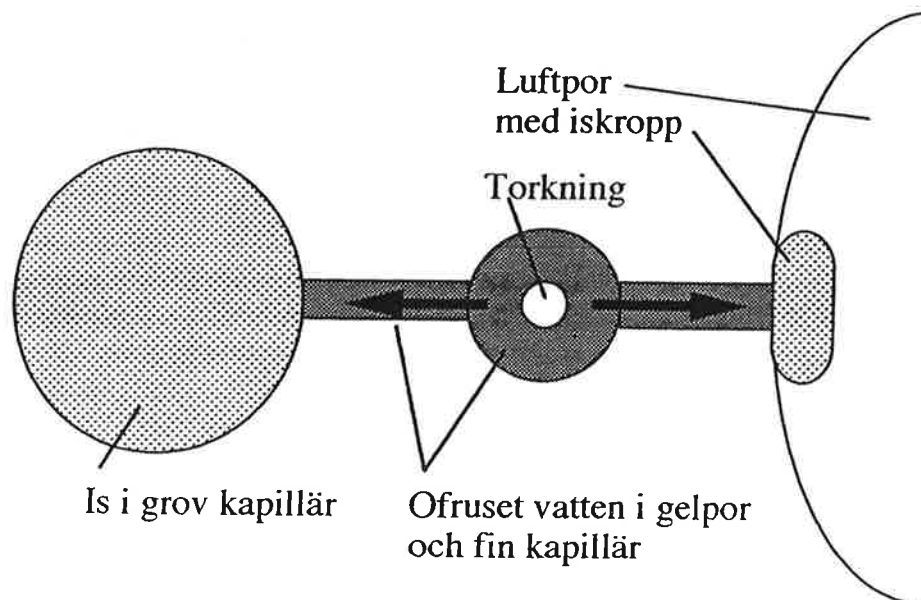


Fig 9: Illustration av skademekanism 3.

Storleken på trycken är svåra att kvantifiera. De beror i hög grad på vilka menisksystem som existerar inne i porsystemet och på hur kraftig uttorkningseffekten är, dvs på mängden icke frysbart vatten i porer av olika storlekar. Ju mera ofruset vatten beläget i relativt grova porer desto större vattentransport och desto större spänningar kan uppstå. För det fall som visas i Fig 10(a), där en sfärisk iskropp omgiven av vatten växer isolerat i en por med tillgång till en oändligt stor mängd ofruset vatten via en trång por där isbildning ej kan ske, ges trycket av följande ekvation:

$$p = (\Delta H/T) \cdot [\Delta\theta/(v_i - v_w)] \quad (20)$$

Där ΔH är smältvärmets ($6 \cdot 10^6$ J/kmol), $\Delta\theta$ är den aktuella frystemperaturen ("fryspunktsnedsättningen") och v_i och v_w är isens resp. vattnets molvolym ($19,8 \cdot 10^{-3}$ resp. $18 \cdot 10^{-3}$ m³/kmol). T är den aktuella absoluta temperaturen ($T = 273,15 - \Delta\theta$ K). Trycket ökar således med sänkt temperatur. Vid -20°C fås trycket 260 MPa.

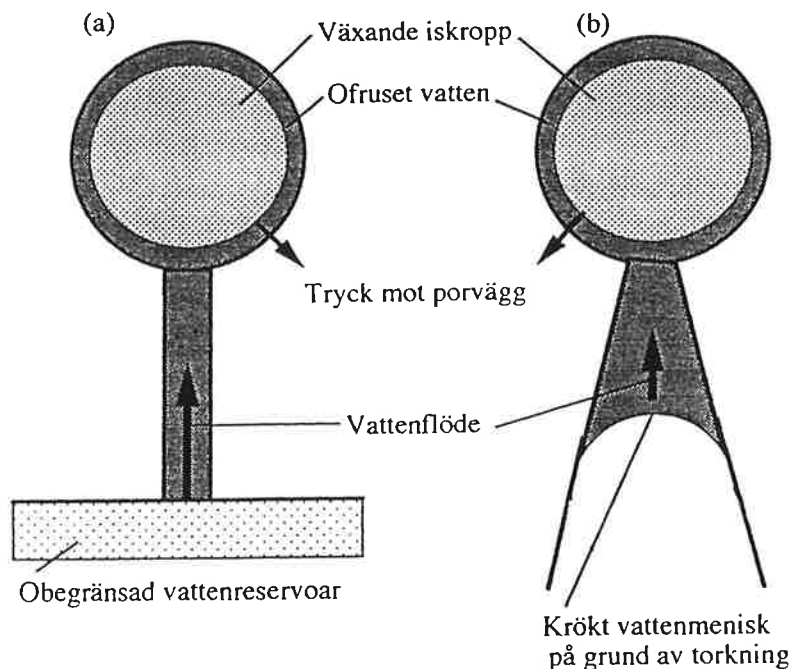


Fig 10: Modell för beräkning av tryck från mikroskopisk islinsbildning.
 (a) Obegränsad tillgång till ofruset vatten. (b) Begränsad tillgång till ofruset vatten; uttorkningseffekt.

Powers /1956/ behandlar fallet där trycket från iskroppen verkar direkt mot porväggen, dvs vattenfasen utsätts inte för något tryck. Detta leder till väsentligt lägre tryck vilka dock fortfarande kan vara tillräckligt stora för att förstöra materialet.

En uttorkningseffekt sänker trycket. Följande uttryck kan användas för

modellen i Fig 10(b):

$$p = (\Delta H/T) \cdot [\Delta\theta/(v_i - v_w)] - [v_w/(v_i - v_w)] \cdot p_d \quad (21)$$

Där p_d är det undertryck i vattenfasen som skapas av uttorkningen och som bestäms av krökningsradien r_d hos menisken ofruset vatten-luft och som beskrivs av Laplace's ekvation:

$$p_d = 2 \cdot \sigma / r_d \quad (22)$$

Där σ är ytenergin vatten-luft ($75 \cdot 10^{-3}$ N/m). Låt oss liksom ovan anta att temperaturen är -20°C samtidigt som uttorkningen har skapat ett undertryck som beskrivs av meniskradien $70 \text{ \AA}$ motsvarande ca 85% RH enligt Kelvinekvationen. Iskroppens tryck reduceras då genom torkeffekten från ca 260 MPa till ca 45 MPa. Vid en kraftigare uttorkning fås ännu lägre tryck.

Tryck från mikroskopisk islinnsbildning kan uppträda så länge som vattentransport sker, dvs så länge som energibalans inte råder mellan is och vatten. Man kan därför få expansion hos betongen utan att temperaturen sjunker. Ett exempel på detta visas i Fig 11.

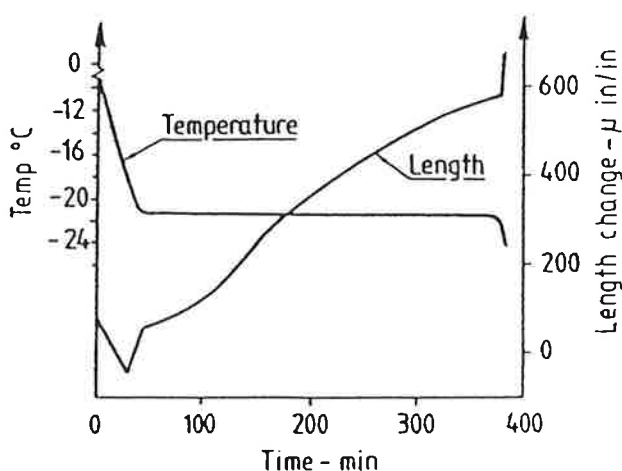


Fig 11: Uppmätta temperatur-längdändring-tidkurvor för en cementpasta utan luft med $v_{ct}=0,45$. Längdändringskurvans utseende är ett indicium för skademekanism 3. Powers & Helmuth /1953/.

Iskristalltillväxt som sker i luftporer sker spänningslöst. Vattentransporten går därför företrädesvis mot dessa iskroppar. Så småningom kommer andra iskroppar, som står under spänning, att delvis smälta varvid vattnet transporteras mot iskroppar i luftporerna. De maximala spänningarna som kan uppträda beror följaktligen på möjligheten till vattentransport mot

luftporerna dvs på medelavståndet mellan dessa. Skademekanism 3 medför därför, liksom skademekanism 2, att det existerar kritiska avstånd tex kritiska tjocklekar eller kritiska avståndsfaktorer. Detta styrks av mätningar; se tex Fig 12 som visar längdändringsmätningar på cementpasta med olika avståndsfaktor dvs olika medelavstånd mellan luftporerna. Ju större avståndet är desto mera expanderar pastan. Vid mycket små luftporavstånd fås en kraftig kontraktion vilket troligen beror på att den uttorkningseffekt, som vattentransporten medför, dominerar över trycket från de i kapillärerna växande is kropparna. Den andra termen i högra ledet av ekv (21) dominerar alltså över den första termen.

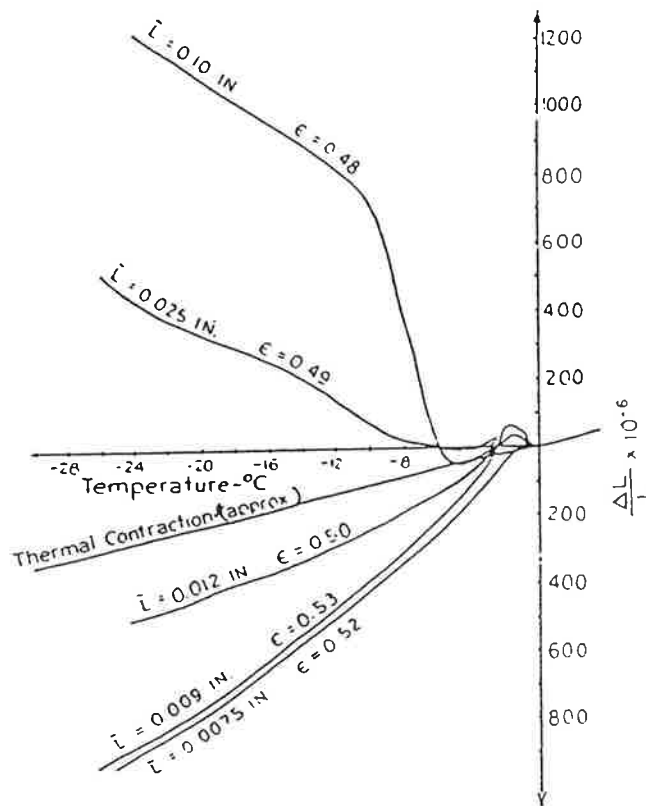


Fig 12: Inverkan av Powers' avståndsfaktor på längdändring hos cementpasta med $v_{ct}=0,6$ under en fryscykel. Powers & Helmuth /1953/. Avståndsfaktorn anges i tum.. $\epsilon = w_e = \text{mängd förångningsbart vatten [m}^3/\text{m}^3]$. Avkylningshastigheten är $0,25^\circ\text{C per tim..}$

Skademekanism 3 borde teoretiskt sett öka med minskande fryshastighet och med ökande längd hos fryssperioderna. Därvid får nämligen iskristalltillväxten större möjlighet att utvecklas. Skademekanism 3 skiljer sig därvidlag från skademekanism 2, som gynnas av snabb frysning.

Vid salt i porsystemet bör trycket öka. När salthaltigt vatten fryser i de grövre kapillärerna ökar nämligen salthalten i den del av vattnet i

kapillärerna som inte frusit. Diffusion av saltjoner i cementpasta sker mycket långsammare än diffusion av vatten. Därför uppstår en koncentrationsskillnad mellan vatten i porer som innehåller en iskropp och vatten i porer som saknar iskroppar, tex fina kapillärporer eller gelporer. Ett osmotiskt tryck byggs därför upp och adderas till det tryck som hade uppstått i ett saltfritt porsystem. Vid högre salthalt minskar emellertid den frysbara vattenmängden vilket är en positiv faktor. Man kan därför tänka sig att de största trycken uppstår vid en viss farligaste salthalt. Detta åskådliggörs i Fig 13 där den schematiska inverkan av den inre salthalten på de inre spänningarna har utritats.

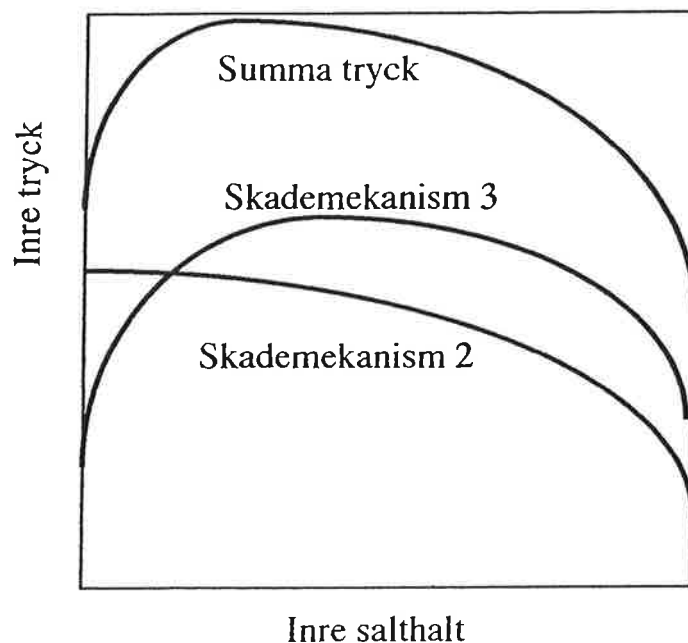


Fig 13: Hypotetisk effekt av den inre salthalten på tryck enligt skademekanismer 2 och 3 samt summaeffekten.

En experimentell indikation på att större spänningar erhålls vid en viss salthalt visas i Fig 14. Provkroppar av cementbruk fylldes med saltlösningar av fyra olika koncentrationer; 0, 2.5, 5 och 10% till en viss konstant vattenmättnadsgrad. I alla försök gav koncentrationen 2,5% den största expansionen medan 10% inte gav nämnvärt större expansion än 0%. Skademekanismen har behandlats av flera författare. Den första tillämpningen på betong gjordes av Powers & Helmuth /1953/. Se även Powers /1956 /, Everett / 1961/ och Setzer /1978/.

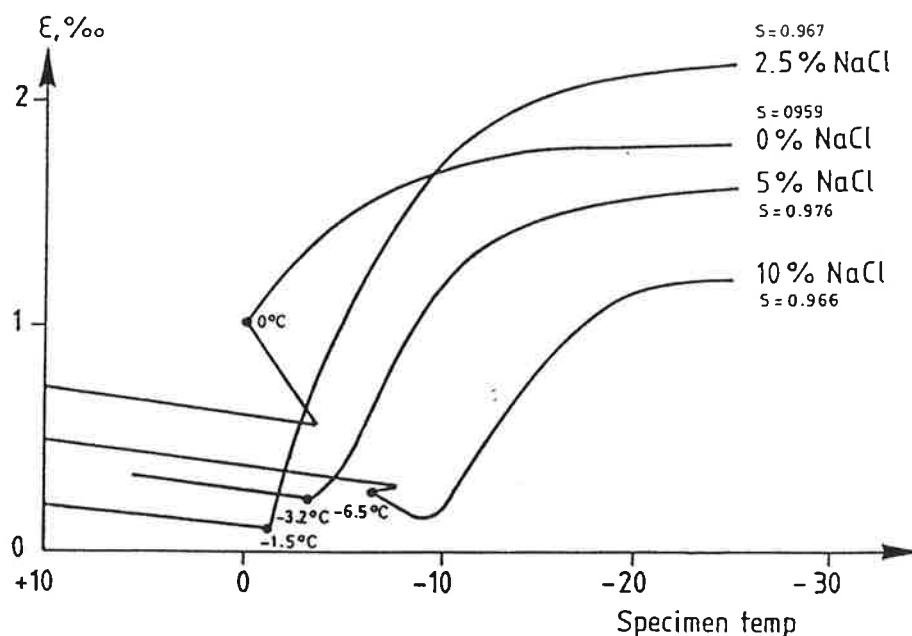


Fig 14: Uppmätta längdändringar hos cementbruk med olika inre salthalt men med nästan samma vattenmättnadsgrad. Fagerlund /1992B/.

Skademekanism 3 har betydelse i åtminstone två fall.

1: Hos betong med en stor mängd ofrysbart vatten; tex betong med låga vattenbindemedelstal. Förekomst av ofrysbart vatten är en nödvändig förutsättning för att en islins skall kunna växa. Om den ofrysbara vattenmängden är stor kan dessutom stora tryck byggas upp innan uttorkningseffekten begränsar trycket.

2: Vid frysning i närvaro av salt. Orsaken behandlades ovan .

Skademekanism 4; makroskopisk islinstillväxt

Mekanismen är i princip exakt densamma som den som ger tjälskjutning i mark. Förutsättningen för mekanismen är att en stillaliggande isbildningsfront uppstår i betongen, tex i dess ytskikt, och att denna isfront kontinuerligt kan förses med ofruset vatten från en "reservoar" belägen i den ofrusna delen av betongen eller utanför denna. Mekanismen illustreras av Fig 15(a).

För att isfronten eller nollgradersfronten skall ligga stilla måste först och främst energibalans råda, dvs den värme per tidsenhet som förloras mot omgivande luft skall vara lika hög som summan av den värme som tillförs genom vatten som leds till isfronten och den värme som utvecklas när detta vatten övergår till is vid fronten. Det första villkoret för makroskopisk islinstillväxt är därför:

$$dQ/dt = \{dQ/dt\}_f + \{dQ/dt\}_c \quad (23)$$

Där dQ/dt är värmeflödet från isfronten, $\{dQ/dt\}_f$ är det latent värmet vid frysning av det vatten som transporteras fram till isfronten och $\{dQ/dt\}_c$ är värmeinnehållet hos detta vatten. De båda flödena i högra ledet bestäms av permeabiliteten hos betongen och av den drivande kraften. Denna är exakt av samma typ som den som ligger bakom skademekanism 3, dvs energiskillnader mellan isen och det ofrysta vattnet. Drivkraften förstärks genom att vattnet i detta fall oftast är varmare än isen.

Powers /1956/ anger att islinstillväxten bör upphöra under normala fall när permeabiliteten hos betongen definierad enligt ekv (24) understiger ca $50 \cdot 10^{-12}$ s. Permeabilitetsvärden av samma storleksordning har beräknats av Fagerlund /1980A/ när det gäller fallet islinstillväxt i färsk betong. Vid lägre permeabilitet kommer isfronten att vandra in i betongen varvid islinstillväxt omöjliggörs. Det exakta värdet på den kritiska permeabiliteten beror på de yttre temperaturförhållandena, dvs på hur snabbt betongen avkyls.

$$dq/dt = B \cdot dp/dx \quad (24)$$

Där dq/dt är vattenflödet [$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$], dp/dx är tryckgradienten [$\text{N}/(\text{m}^2 \cdot \text{m})$] och B är permeabilitetskoefficienten [s].

Permeabilitetsnivåerna ovan gäller när vatten enbart transporteras fram genom energiskillnaden mellan is och vatten. När betongen dessutom utsätts för yttre vattentryck kan islinstillväxt även ske vid betydligt lägre permeabilitet; Fig 15 (b). En normal välhärdad utomhusbetong torde emellertid alltid vara så tät att makroskopisk islinstillväxt är omöjlig.

Den drivande kraften minskar om betongen torkar på grund av vattentransporten. Mekanismen är densamma som den som beskrivs av ekv (21).

Ett andra villkor för att islinstillväxt skall kunna ske är att trycket i islinsen inte är så stort att den automatiskt penetrerar en angränsande por. Om detta sker ligger inte längre frysfronten stilla. Detta villkor ges av följande ekvation som angivits av Penner /1958/.

$$p_{\max} = 3,75 \cdot 10^9 \{1 - \exp(-4,54 \cdot 10^{-10}/r)\} \quad (25)$$

Där r är radien hos en ekvivalent cylindrisk por som leder in till poren som innehåller iskroppen. Man kan därför förhindra skador av islinstillväxt genom att se till att betonghållfastheten överstiger ett visst kritiskt värde som ges indirekt av ekv (25). På motsvarande sätt kan islinstillväxt i vägar och därav följande tjällyftning förhindras genom att det tjälfarliga materialet belastas med tillräckligt högt tryck.

Redan innan trycket enligt ekv (25) nås kan i vissa fall en spännings-

avlastning ske genom att isen tränger ut mot den frusna sidan. För vissa grovporösa material, tex tegel och natursten, har man ibland observerat att långa "ismaskar" trängt ut ur porerna på kalla sidan i fall där en isfront legat stilla under lång tid och materialet haft tillgång till stora mängder fritt vatten.

Om betongen har låg draghållfasthet och samtidigt mycket hög permeabilitet kan den i princip förstöras av makroskopisk islinstillväxt. Betong torde alltid ha kapillärporsystem med en största diameter som understiger $1\text{ }\mu\text{m}$. Därför kan man enligt ekv (25) förvänta sig att istryck av storleksordningen 3,4 MPa eller mer kan uppnås innan islinstillväxten stoppas. Många svaga betonger kan förmodligen inte motstå detta tryck eftersom det genom hydraulisk verkan via porvattnet angriper över i stort sett hela tvärsnittsytan. Skadetyper har observerats av Collins /1944/ hos lågkvalitativ betong.

Mekanismen har behandlats teoretiskt av många författare. Den första beskrivningen gjordes av Beskow /1935/. Se även Penner /1958/ och Powers /1956/.

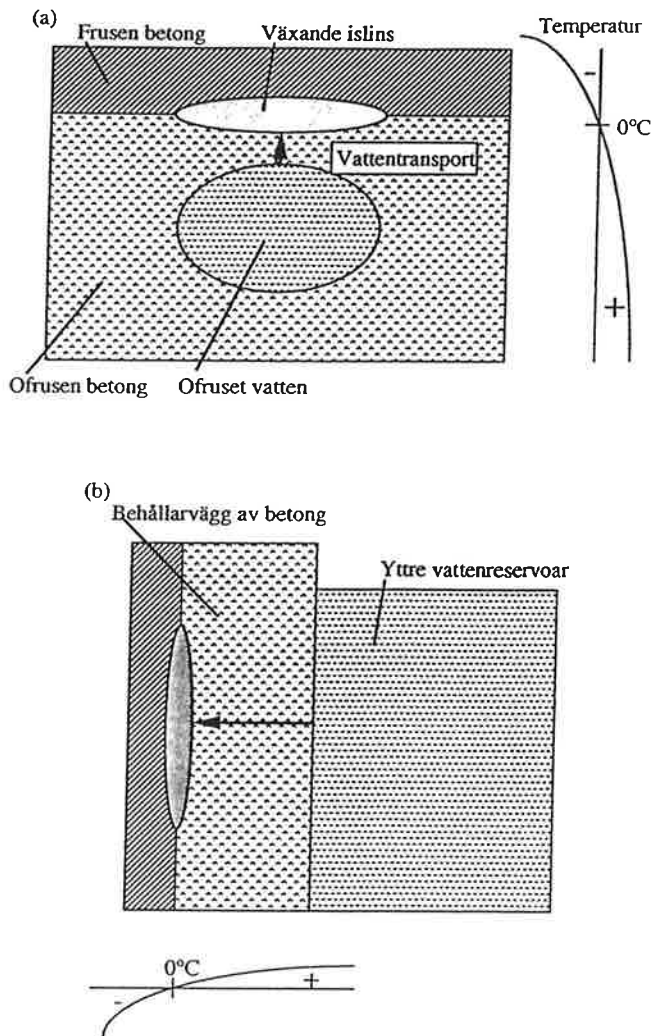


Fig 15: Illustration av skademekanism 4.

Skademekanism 4 har stor betydelse i åtminstone två fall.

1: Ung betong. Om betongen fryser kort tid efter gjutning är normalt alla kriterier för makroskopisk islinstillväxt uppfyllda. Isbildningen sker i betongytan som är kall. Betongens ofrusna inre förser isen med vatten så att islinsen kan växa tämligen ohämmat. Islinstillväxten avstannar inte förrän permeabiliteten sjunkit genom hydratation eller betongen torkat så kraftigt att drivkraften är för låg för att värmebalans skall kunna upprätthållas. Isfronten vandrar då inåt och betongen kan i fortsättningen enbart skadas av de övriga skademekanismerna. Islinserna utbildas ofta i fasgränsen till grova ballastkorn och ger då kvarstående hålrum. Även delamineringar har iakttagits; Johansson /1976/.

2: Vattenbyggnadsbetong av låg kvalitet; Fig 16. I detta fall kan vattenreservoaren på uppströmssidan förse betongen med vatten. Islinsen utbildas på den kalla nedströmssidan och kan i värsta fall delaminera betongen.

Exempel på andra skademekanismer

Andra skademekanismer har föreslagits av bl a Haynes /1964/, Dunn & Hudec /1965/ och Litvan /1972/. Läsaren hänvisas till dessa källor.

Kritisk avståndsfaktor-fiktiv och reell

Huvudmekanismerna, dvs mekanismer 2 och 3 ovan, förutspår existensen av kritiska avstånd, tex ett kritiskt medelavstånd mellan luftfyllda porer. Detta uttrycks ofta genom Powers' avståndsfaktor L som baseras på en pormodell enligt Fig 16, dvs alla luftporer antas vara lika stora och inordnade i ett kubiskt gitter bestående av cementpasta och luftporer. Avståndsfaktorn är avståndet från kubens hörn till luftporens periferi och utgör därför det längsta avstånd som vatten måste pressas undan vid frysning. Powers /1949/ härledde följande geometriska samband:

$$L = \{1,4[V_p/a + 1]^{1/3}\} \cdot 3/\alpha \quad (26)$$

Där α är specifika arean hos luftporsystemet, vilken är densamma som specifika arean på porerna i Powers geometriska modell, a är luftporvolymer och V_p är volymen cementpasta exklusive luftporer. I V_p bör även sådana sandkorn som interfererar med luftporerna inkluderas, dvs sandkorn som understiger ca 0,5 mm.

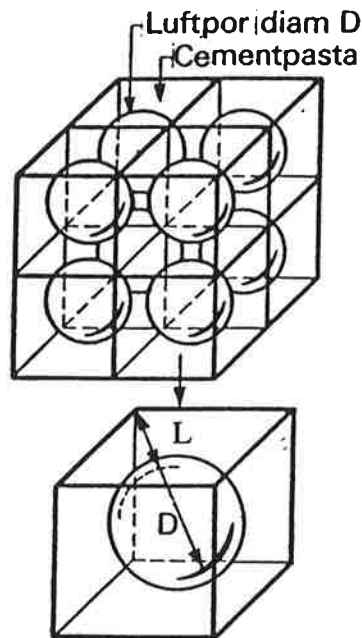


Fig 16: Modell som definierar Powers' avståndsfaktor. Powers /1949/.

Många författare har funnit att sådana kritiska avståndsfaktorer existerar; tex Ivey & Torrans som funnit värden av storleksordningen 0,22 à 0,25 mm för frysning i rent vatten och Bonzel & Siebel som funnit värdet 0,20 mm för frysning i 3 % NaCl-lösning; se Fig 17. Andra författare har funnit andra värden. Så tex anger Fagerlund /1983/ värdet 0,18 mm (ev 0,16 mm) för frysning i 3% NaCl-lösning med en hård frystestmetod. Höghållfast betong tycks ha något högre värden än normalbetong; Gagne et al /1985/.

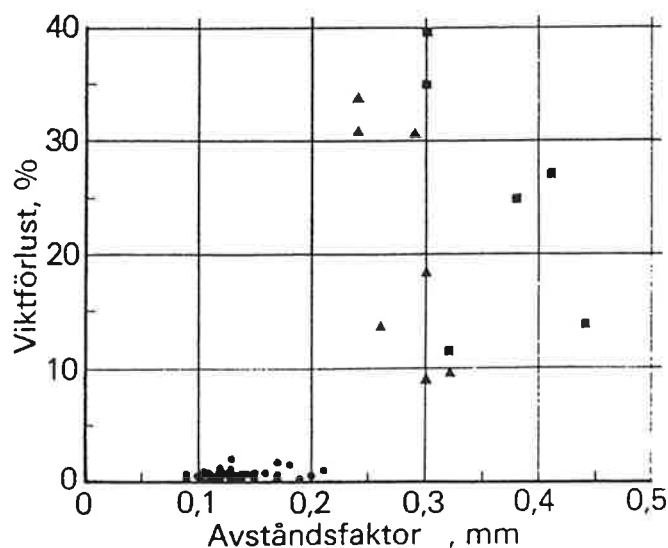


Fig 17: Samband mellan viktförlust vid saltfrysning och Powers' avståndsfaktor. Bonzel & Siebel /1977/.

I alla dessa fall baseras värdena på en mätning av avståndsfaktorn för det totala luftporsystemet, dvs även sådana porer som vattenfylls i praktiken antas vara luftfyllda. De kritiska avståndsfaktorerna är därför fiktiva (L_F) och betydligt mindre än de som baseras på enbart de luftporer som verkligen var luftfyllda i samband med den aktuella frystesten.

I verkligheten är en viss andel av luftporerna vattenfyllda. Därför kommer det verkliga medelavståndet mellan luftfyllda porer i samband med frysningen att vara betydligt större än det fiktiva värdet. Den reella kritiska avståndsfaktorn (L_R) måste därför bestämmas genom en jämförelse mellan dessa reella avstånd och frysresultat. Den reella kritiska avståndsfaktorn är bristfälligt känd. Vissa preliminära tester och beräkningar har gjorts; Fagerlund /1981, 1982/. De tyder på att värdet är av storleksordningen 0,4 mm för frysning i rent vatten. Data för frysning i saltlösning är ännu sämre kända. Preliminära resultat visar att L_R är något högre än för frysning i rent vatten; ca 0,55 mm, Fagerlund /1981/. I samtliga fall tycks värdena vara tämligen oberoende av vattencementtalet. Vid mycket låga vct tycks dock värdena öka. De är också beroende av betongens förbehandling. Torkade och återuppfuktade betonger ger mycket lägre värden än betonger som aldrig torkat; Fagerlund /1981/.

Den reella kritiska avståndsfaktorn kan i princip beräknas ur data över den kritiska vattenmättnadsgraden -se nedan- och luftporfördelningen. Metoden beskrivs i detalj i Fagerlund /1979/.

Orsaken till att de fiktiva avståndsfaktorerna förefaller vara tämligen väldefinierade trots att de teoretiskt sett är orimliga är troligen att de allra flesta luftporsystem har ungefär samma utseende. Därför råder i de flesta fall ett rätt konstant förhållande mellan den fiktiva och den reella kritiska avståndsfaktorn vilket gör att lufthalter beräknade med Powers'ekv (26) med användning av den fiktiva avståndsfaktorn och av värden α och a för det totala luftporsystemet blir rimligt höga. Vid ovanliga luftporsystem -tex extremt finporösa- kan man däremot förvänta sig mycket stora fel. Sådana luftporsystem fyller sig mycket snabbt med vatten och inaktiveras därför. Genom att använda den fiktiva avståndsfaktorn för beräkning av luftbehovet får man därför en önskat låg frostbeständighet. Motsvarande gäller vid ovanligt grova luftporsystem. Dessa får enligt bedömning med den fiktiva avståndsfaktorn mycket låg frostbeständighet om man inte använder mycket hög lufthalt. I verkligheten förblir sådana luftporsystem luftfyllda under mycket lång tid och är därför användbara även vid måttliga lufthalter. Se även avsnittet lufthaltsbehov nedan.

Man måste därför -ur rent teoretisk synpunkt- varna starkt för en okritisk användning av avståndsfaktorn som denna normalt definieras, dvs baserad på hela luftporsystemet.

Notat: Powers avståndsfaktor bygger på en orealistisk geometrisk modell. I verkligheten är luftporerna av mycket olika storlek och slumpvis fördelade över betongvolymen. En betydligt bättre avståndsfaktor är den sk Philleo spacing factor

vilken utgör ett avstånd med en viss sannolikhet är lika med eller större än avståndet från varje godtycklig punkt i betongen till den närmaste luftfyllda poren; Philleo /1955/. En avståndsfaktor av samma typ men härledd enligt en annan teoretisk modell där hänsyn även tas till den aktuella luftporfördelningen har anvisats av Fagerlund /1977A/. Vid en sannolikhet av 63 % att en godtycklig punkt skall ligga inom avståndet d från en luftpor gäller uttrycket:

$$a\{1+0,5\cdot d\cdot\alpha+0,5\cdot d^2\cdot\alpha\cdot[u]_1/[u]_2+0,17\cdot d^3\cdot\alpha\cdot[u]_0/[u]_2\}=1 \quad (27)$$

Där a är lufthalten, α är specifika arean hos luftporsystemet i sin helhet och $[u]_i$ är det i :te statistiska momentet för luftporfördelningen.

För typiska kontinuerliga luftporfördelningar blir avståndsfaktorn d ca hälften så stor som Powers' avståndsfaktor. Man kan välja en högre sannolikhet för att cementpastan skall vara skyddad än 63%. Därvid minskar avståndsfaktorn d .

Den kritiska vattenmättnadsgraden

Teoretiskt

Existensen av en kritisk avståndsfaktor, vilken förefaller säkerställd, leder direkt till existensen av en kritisk vattenmättnadsgrad, SKR , definierad av ekv (6). Detta inses lätt genom följande resonemang:

Betrakta en betong med så hög lufthalt att den inte skadas när alla porer utom luftporerna är vattenfyllda. Det verkliga luftporavståndet är då kortare än det kritiska. Om betongen därefter utsätts för en kontinuerlig vattenlagring eller om den utsätts för en evakuering till ett visst resttryck och sedan får ta upp vatten kommer vatteninnehållet gradvis att öka genom absorption i luftporsystemet. Luften i en luftpor står nämligen under ett övertryck som är större ju mindre poren är. Luften löser sig därför i omgivande porvatten och diffunderar bort, först till större luftporer och slutligen till ytan. Det är rimligt att anta att en mindre por fyller sig före en större eftersom dess tryck är högre. Porer som är mindre än ca $10\text{ }\mu\text{m}$ löser sig nästan momentant i det porvatten som omger själva poren; Fagerlund /1993/.

Genom vattenabsorptionen minskar den resterande lufthalten, a_r . Denna ges av

$$a_r = \int_{r_w}^{r_{\max}} (4/3) \cdot \pi \cdot r^3 \cdot f(r) \cdot dr \quad (28)$$

Där $f(r)$ är frekvenskurvan för luftporfördelningen. $r_{\max}$ och r_w är radierna hos den största luftporen resp. den största vattenfyllda luftporen.

På motsvarande sätt fås den resterande luftporarean s_r av

$$s_r = \int_{r_w}^{r_{\max}} 4 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot f(r) \cdot dr \quad (29)$$

Den resterande specifika arean α_r fås ur

$$\alpha_r = s_r / a_r \quad (30)$$

Slutligen fås den resterande avståndsfaktorn, tex Powers avståndsfaktor L_r , definierad av ekv (26) genom insättning av värdena a_r och α_r .

Ett hypotetiskt exempel på hur en gradvis vattenabsorption minskar värdena a_r och α_r samtidigt som avståndsfaktorn L_r ökar visas i Fig 18. Vid en viss vattenabsorption motsvarar den resterande avståndsfaktorn exakt den kritiska. Man har då uppnått en kritisk vattenabsorption $(w_e)_{KR}$ i betongen och därmed en kritisk vattenmättnadsgrad som bestäms av

$$S_{KR} = (W_e)_{KR} / P \quad (31)$$

Där P är totala porositeten i betongen.

Det exakta värdet på S_{KR} beror, för ett givet värde på den kritiska avståndsfaktorn, enbart på den totala lufthalten och på luftporfördelningen. S_{KR} -värdet kan alltså i princip beräknas teoretiskt förutsatt att lufthalt, luftporfördelning och kritisk avståndsfaktor är kända. Man behöver endast anta att vattenabsorptionen sker efter ett visst förlopp. Normalt kan man anta att den sker efter ökande porstorlek.

$$S_{KR} = f\{a; f(r) L_{KR}\} \quad (32)$$

Omvänt, kan den kritiska avståndsfaktorn beräknas när den kritiska vattenmättnadsgraden är känd.

$$L_{KR} = f\{a; f(r); S_{KR}\} \quad (33)$$

Exempel på sådana beräkningar av S_{KR} och L_{KR} ges i Fagerlund /1981/ resp /1982/.

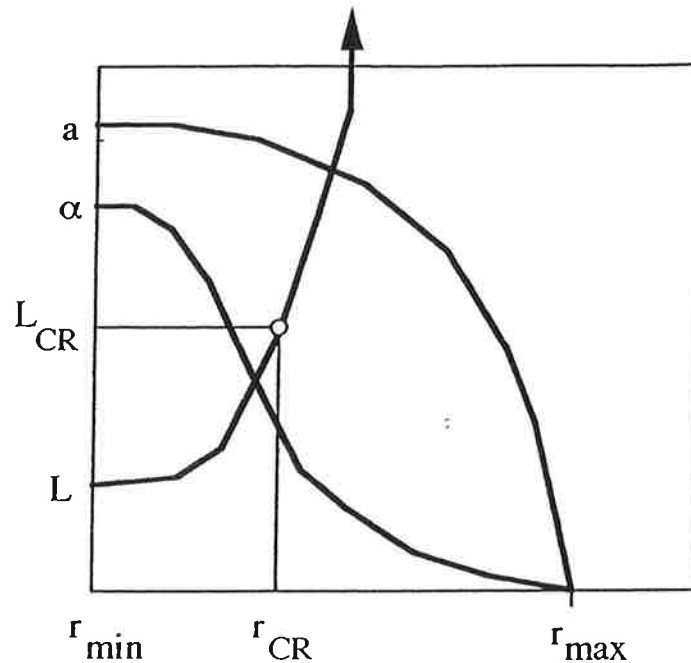


Fig 18: Illustration av hur en gradvis vattenabsorption i luftporsystemet förändrar resterande lufthalt, specifik area och avståndsfaktor.

Experimentellt

Man kan bestämma den kritiska vattenmättnadsgraden experimentellt med metoder som beskrivs i Fagerlund /1977B/. Ett antal provkroppar anpassas till individuella vattenmättnadsgrader genom uttorkning från vakuummättat tillstånd eller genom absorption av vatten efter vakuumbehandling till olika resttryck. Proverna förseglas sedan mot vattenförlust varefter de frystest under en eller upprepade fryscyklar. Normalt erfordras mindre än 10 cykler för att identifiera SKR-värdet. Skadorna detekteras genom mätning av den dynamiska E-modulen eller genom längdändringsmätningar under fryscykeln. SKR-värdet erhålls genom en plottning av skada versus S-värde för alla prover. Ett exempel visas i Fig 19. SKR för denna betong, vilken har hög lufthalt, är 0,80. Högre vattenmättnadsgrader än så ger mycket stora skador medan värden som är lägre än 0,80 inte ger några som helst skador. SKR är därför ett brottvärde analogt med tryckhållfastheten. Normalt minskar SKR med ökad lufthalt vilket förklaras av att en större luftporvolym då är luftfylld i det ögonblick SKR uppnås; jfr föregående avsnitt. Antalet fryscyklar har mycket liten betydelse för SKR-värdet vilket innebär att frostbeständighetsproblemet inte är ett utmattningsproblem. Ett exempel på detta visas i Fig 20. Orsaken till detta beteende är att provet är förseglat under frysningen. I en normal frystest är provet oförseglat och kan därför ta upp vatten under provningen. Detta leder normalt till att skadegraden ökar med ökat antal fryscyklar.

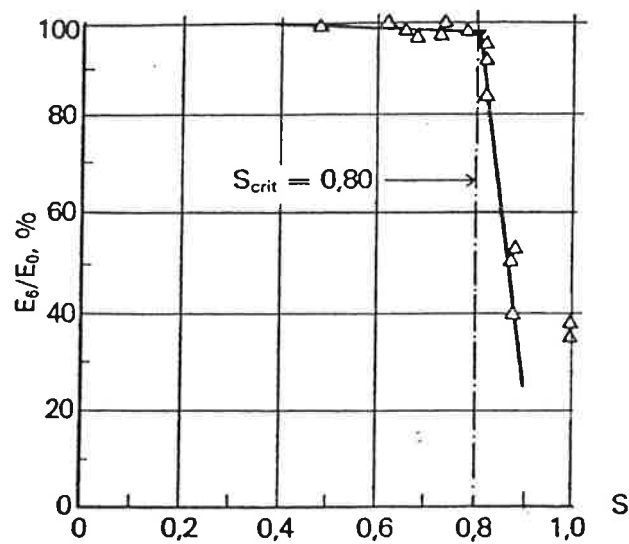


Fig 19: Exempel på en experimentell bestämning av den kritiska vattenmättnadsgraden hos en betong med $v_{ct}=0,54$ och lufthalt $a=7,1$ %. E är dynamisk E -modul, n är antal fryscyklar. Fagerlund /1981/.

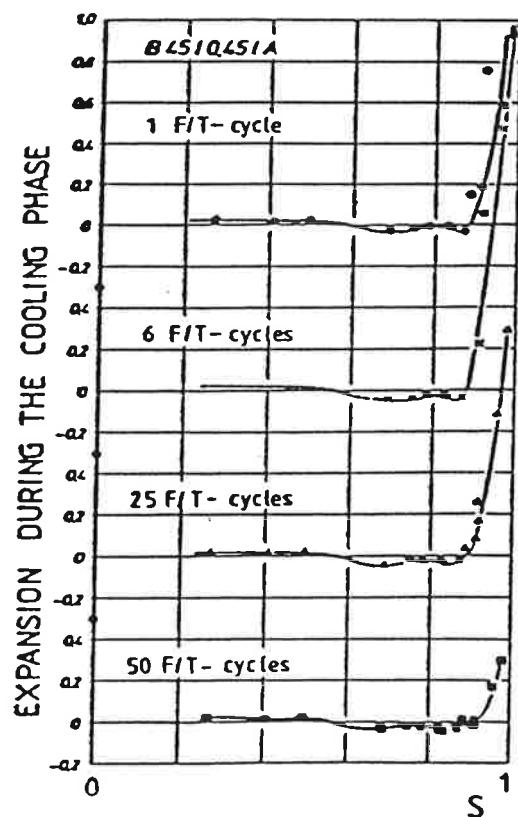


Fig 20. Inverkan av antalet fryscyklar på den kritiska vattenmättnadsgraden definierad av brytpunkten i diagrammen; Klamrowski & Neustupny /1984/

Inte heller temperatursänkingshastigheten har någon större betydelse för SKR-värdet. Ett exempel på detta visas i Fig 21. Två andra exempel hämtade från en internationell studie av den sk SKR-metoden visas i Fig 22; det finns en viss tendens till att SKR minskar med ökande fryshastighet men effekten är förvånansvärt liten. Den kan emellertid förklaras teoretiskt. Enligt skademekanism 2 innebär en fördubbling av fryshastigheten en 30-procentig reduktion av den kritiska avståndsfaktorn. Detta innebär att en något mindre vattenabsorption i luftporsystemet kan accepteras. För flera luftporsystem är emellertid denna effekt mycket liten eftersom sambandet mellan den resterande avståndsfaktorn L_r och den resterande lufthalten a_r är brant. Principen framgår av Fig 18. Se även Fagerlund /1992A/.

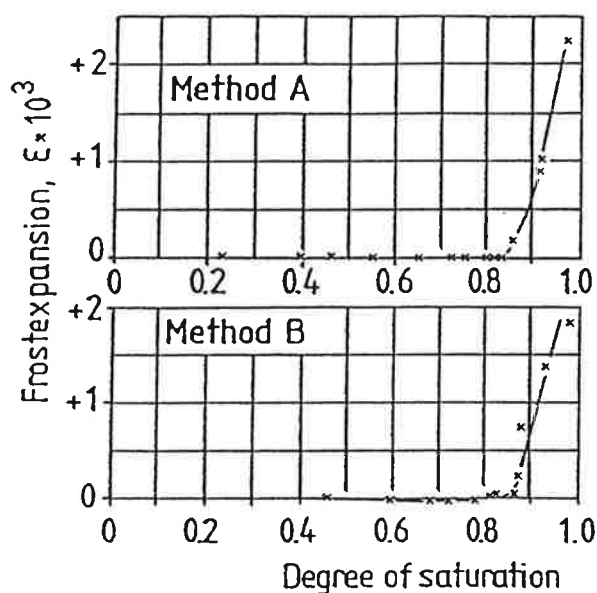


Fig 21: Inverkan av fryshastigheten på den kritiska vattenmättnadsgraden definierad av brytpunkten i diagrammen. Metod A, 6°C per tim; Metod B, 12°C per tim. Klamrowski & Neustupny /1984/.

Inverkan av salthaltigt porvatten på SKR-värdet är okänt. Det förefaller som om påkänningarna ökar något när porerna innehåller salt -se Fig 14- vilket tyder på att den kritiska avståndsfaktorn möjligen minskar något. I enlighet med resonemanget ovan beträffande fryshastighetens betydelse kan trots detta effekten på SKR vara marginell. Saltets dominerande effekt under ett frysförsök torde därför i första hand sammanhålla med dess effekt på vattenhalten i betongen.

SKR-värdet tycks alltså i stort sett vara oberoende av de yttre miljöförhållandena varför det kan betraktas som en sann materialegenskap. Detta har stor betydelse för en förståelse och lösning av frostbeständighetsproblemet.

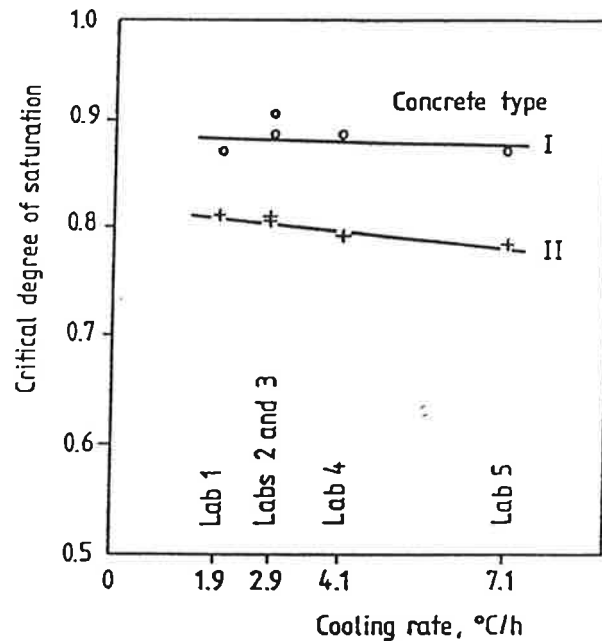


Fig 22: Inverkan av fryshastigheten på den kritiska vattenmättnadsgraden hos två betonger. Typ I utan extra luft; Typ II med 7,1 % luft. Fagerlund /1977B/.

Aktuell vattenmättnadsgrad - livslängd

Livslängdsproblematiken generellt

Betrakta ett litet representativt volymselement på några cm^3 inne i en betongkonstruktion. Elementets SKR-värde antas vara tidsberoende bortsett från de första månaderna när strukturen byggs upp. Det enda som kan inträffa, som påverkar SKR på lång sikt, är att sekundära cementreaktionsprodukter och tex kalcitkristaller kan lagras in i vissa luftporer. Detta sker emellertid företrädesvis i porer som ändå blir vattenfyllda under praktiska förhållanden. Dessa porer är alltså ändå inaktiverade. Under praktiska förhållanden kommer den aktuella vattenmättnadsgraden SAKT i elementet att fluktuera på ett sätt som är omöjligt att förutse. Vid någon tidpunkt överskrids eventuellt SKR-värdet. Om elementet samtidigt fryser kan det skadas allvarligt. I normalfallet skadas ett stort antal volymselement samtidigt varför man får en mätbar skada hos konstruktionen.

Detta resonemng visar att frostbeständighetsproblemet är ett i hög grad statistiskt problem; man kan aldrig i förväg förutse när den farliga kombinationen av hög fuktnivå och frystemperaturer kommer att inträffa. Därför kan man inte heller förutse livslängden med avseende på

frostskador. Den allvarliga kombinationen av de båda miljölasterna hög fuktnivå och låg frystemperatur kan inträffa lika väl det första året som efter 100 år. Den enda möjligheten man har att få en hög livslängd hos konstruktionen är därför att se till att sannolikheten att den farliga kombinationen någon gång skall inträffa under konstruktionens önskade livslängd är försumbar. Man skall alltså tillse att differensen mellan material-egenskapen SKR och miljöegenskapen SAKT blir stor. Detta gör man främst genom att använda hög lufthalt och lågt vattenbindemedelstal. Därvid minskas SAKT kraftigare än vad SKR gör varvid differensen mellan dem ökar. Vid tillräckligt hög lufthalt fördelad på ett bra sätt är sannolikheten för frostskador mycket liten. Teoretiskt sett föreligger enbart problem där en betong kontinuerligt under 50 år eller mer utsätts för fritt vatten, tex i en dammvägg. Då kan det vara svårt att undvika att så gott som hela luftporsystemet fylls även när lufthalten är hög.

Resonemanget ovan visar också att frostbeständighetsproblemet primärt är ett fuktmekaniskt problem. Man kan aldrig förutse frostbeständigheten hos en konstruktion om man inte kan förutse det framtida fuktillståndet. Nedan ges en metod med vilket detta kan göras; åtminstone så länge betongen enbart utsätts för rent vatten.

Kapillär vattenmättnadsgrad - potentiell livslängd

Eftersom man inte kan få fram det verkliga framtida fuktillståndet i en konstruktion kan man aldrig få fram den verkliga livslängden. Man kan emellertid utnyttja en "standardiserad fuktmiljö" och därvid få fram en "potentiell livslängd". En sådan standardmiljö är ett kontinuerligt kapillärsugningsförsök där betongen antingen suger vatten kontinuerligt från en sida eller är helt neddoppad under lång tid varvid fukthalten stiger kontinuerligt; först genom absorption i gel- och kapillärporer, sedan genom en gradvis, långsam fyllning av luftporsystemet. Fuktupptagningsförloppet följs varvid den kapillära vattenmättnadsgraden som funktion av tiden, $S_{KAP}(t)$, kan beräknas. Den potentiella livslängden t_p ges av villkoret

$$S_{KAP}(t_p) = S_{KR} \quad (34)$$

Exempel på kapillärsugningskurvor för en viss typ betong med olika lufthalt ges i Fig 23. Den första branta kurvan representerar absorption i gel- och kapillärporer. Knickpunkten motsvarar nästan exakt det tillstånd där alla dessa porer är fyllda i hela provet medan alla luftporer större än ca $10 \mu m$ är tomma. Den flacka kurvan representerar den långsamma absorptionen i luftporerna.

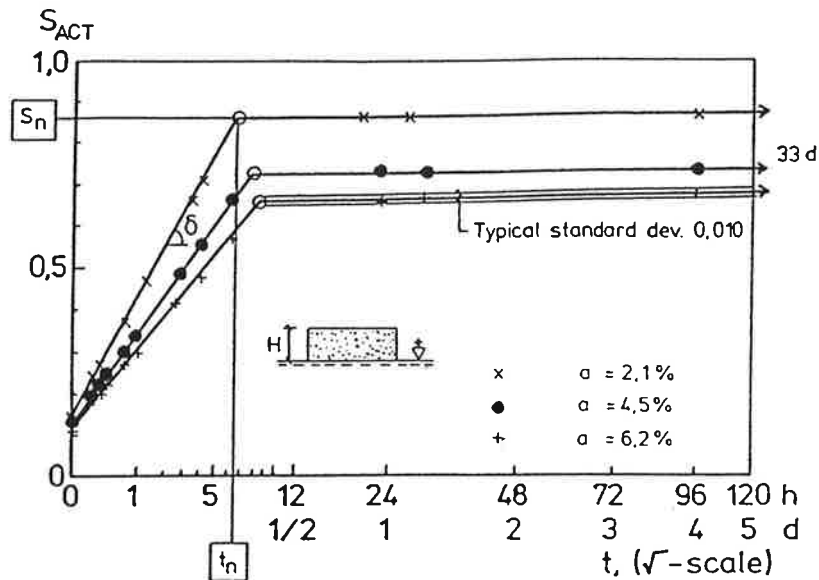


Fig 23: Exempel på vattenabsorptionskurvor hos 25 mm tjocka skivor placerade i kontakt med en fri vattenyta. (a =lufthalten). Fagerlund /1972/.

I princip motsvarar varje konstruktion en viss punkt på absorptionskurvan. En vertikal vägg kanske motsvarar 1 vecka, en brobänk ett par månader och en bropelare i vattenlinjen hela konstruktionens förväntade livslängd, tex 100 år. Varje konstruktion kan således klassificeras med avseende på sin fuktnivå genom en representativ kapillärsugningstid.

Man kan inte genomföra kapillärsugningsförsök under obegränsat lång tid. Därför tvingas man för att få fram den potentiella livslängden enligt ekv (34) extrapolera den experimentella kurvan från ca 2 veckor à 1 månad till flera decennier eller sekel. I Fagerlund /1993/ anges teoretiska principer för en sådan extrapolation. Absorptionskurvans form är kraftigt beroende av luftporfördelningens form och luftporernas storleksfördelning. Snäva porfördelningar och fördelningar förskjutna mot små porer ger mycket snabbare absorption än breda fördelningar och fördelningar förskjutna mot grövre porer. Den mest optimala luftporfördelningen ur livslängds- och hållfasthetssynpunkt är därför troligen inte den som har den högsta specifika arean dvs den som ger den lägsta Powers' avståndsfaktor vid given lufthalt.

Absorptionen i luftporsystemet tycks teoretiskt kunna beskrivas av ett uttryck av följande typ

$$S_a(t) = C \cdot \alpha^D \cdot (\delta \cdot t)^E \quad (35)$$

Där $S_a(t)$ är vattenmättnadsgraden hos själva luftporsystemet ($S_a=0$ när alla luftporer är tomma och $S_a=1$ när alla luftporer är vattenfyllda). α är det totala luftporsystemets specifika area, δ är diffusiviteten för löst luft i

porvatten ($\delta \approx 10^{-11}$ á 10^{-12} m²/s) . C och D är generella konstanter medan E är en koefficient vilken beror på luftporsystemets specifika area. Den totala vattenmättnadsgraden blir

$$S_{KAP}(t) = (P_g + P_k)/P + S_a(t) \cdot a/P \quad (36)$$

Där P_g och P_k är gelporositeten resp. kapillärporositeten. Man får alltså följande enkla uttryck för det långsamma vattenupptagningsförloppet i en betong

$$S_{KAP}(t) = A + F \cdot t^E \quad (37)$$

Dvs vattenabsorptiopen följer ett enkelt potensuttryck. Konstanterna A, F och E kan enkelt bestämmas ur ett relativt kortvarigt kapillärsugningsförsök utfört med hög noggrannhet. Koefficienterna A och F kan också beräknas teoretiskt enligt följande.

$$A = (P_g + P_k)/P = 1 - a/P \quad (38)$$

$$F = C \cdot \alpha^D \cdot \delta^E \cdot a/P \quad (39)$$

Koefficienten A beror således enbart på relationen lufthalt/totalporositet medan koefficienterna F och E är individuella och olika för varje luftporfördelning och lufthalt.

Insättning av Ekv (37) i (34) ger följande uttryck för den potentiella livslängden t_p

$$t_p = \{(S_{KR} - A) / F\}^{1/E} \quad (40)$$

I Fig 24 visas ett exempel på beräknade vattenabsorptionskurvor för ett luftporsystem vars form beskrivs av följande frekvensfunktion

$$f(r) = n \{ 1/r^b - 1/r_{\max}^b \} \quad (41)$$

Där n och b är konstanter där b är en funktion av luftporsystemets specifika area. $r_{\max}$ är radien hos den största luftporen. Som synes av Fig 24 har porstorleken en avgörande betydelse för vattenabsorptionshastigheten och därmed för livslängden.

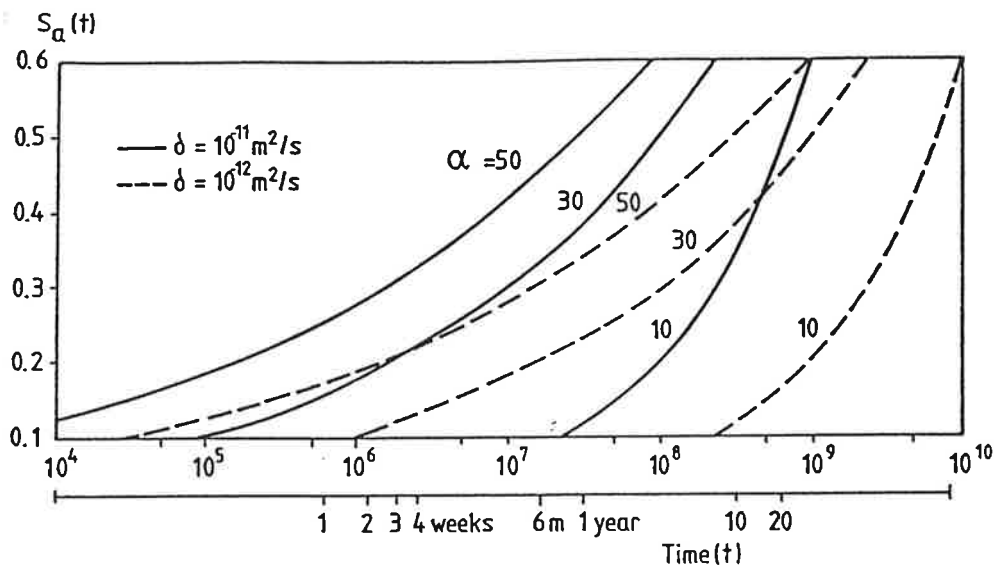


Fig 24: Beräknad vattenabsorption i luftporsystemet hos betong som kontinuerligt lagras i vatten. Luftporsystemet definierat av ekv (41). Fagerlund /1993/. α är totala luftporssystemets specifika area.

I Fig 25 visas exempel på en beräkning av den förväntade tiden tills dess 50 % av luftporsystemet vattenfyllets. Beräkningen baseras på extrapolerade kapillärsugningsförsök för betong med konstant $v_{bt}=0,45$ men med olika slagghalt. Extrapolationen är gjord på basis av mätta luftporfördelningar vilka visade sig kunna anpassas väl till ekv (41). De uppmätta vattenabsorptionskurvorna anslöt sig med god precision till ett uttryck av typ (35). Som synes har en ökad slagghalt starkt negativ betydelse för livslängden. Den primära orsaken till detta är troligen den ökade specifika area som är följden av den ökade slagghalten.

Effekt av salt på vattenabsorptionen

Ovan behandlades enbart absorption av rent vatten. Som nämnts tidigare ökar frostbelastningen när salthaltigt vatten står i kontakt med betongytan förutsatt att salthalten inte är alltför hög. Delvis kan detta förklaras av att det kritiska avståndet minskar på grund av ökade inre påfrestningar. En sannolik orsak är emellertid också att fuktillståndet i betongens ytparti ökar. Dels medför salt att betongytan blir fuktigare under längre tid, dvs tiden för kontinuerlig vatteninsugning ökar, dels kan saltet medföra att fukt från betongens inre dras mot ytan på grund av osmos varvid fuktillståndet ökar lokalt. Fenomenet skulle bero på att saltjoner vandrar mycket långsammare i betong än vad vatten gör. Storleksordningen och hastigheten hos denna effekt har aldrig undersökts. Att just 3% saltlösning ger störst skador skulle kunna bero på att man då har den farligaste kombinationen av låg kritisk avståndsfaktor, dvs lågt SKR-värde och högt

Vadda för påfrestningar. Varför?

Joniskt, men vad gör det att det finns mer fukt om denna fukt ändå inte kan flysa. Mindre fukt flyses då salt närvarar!

SAKT-värde. Vid lägre koncentrationer än den pessimala är SKR högre och SAKT lägre vilket minskar belastningen. Vid högre koncentration än den pessimala är SAKT visserligen högre eftersom den osmotiska effekten är högre men detta motverkas av ett högre SKR-värde. Förklaringen är emellertid enbart hypotetisk.

De fuktmekaniska effekterna av närvaro av salt utanför och inne i betongen måste klarläggas innan en definitiv förklaring till iakttagna fenomen erhålls. Detta är också viktigt om man vill få fram en livslängdsmodell för sk saltfrysning.

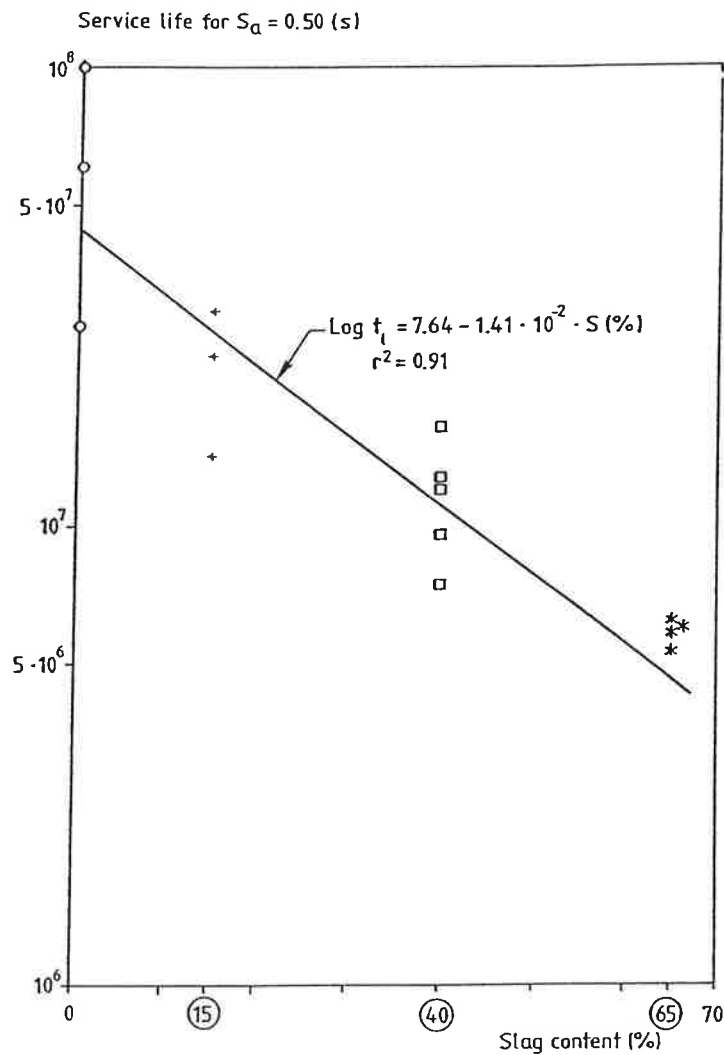


Fig 25: Ur kapillärsugningsförsök extrapolerad tid som erfordras för att fylla 50% av luftporsystemet i betong tillverkad med cement med olika slagghalt. Fagerlund /1993/.

Grad av frostbeständighet

Graden av frostbeständighet hos en konstruktion kan definieras på åtminstone tre sätt varav två är kvantitativa och den tredje är kvalitativ. De båda första metoderna bygger på en experimentell bestämning av den kritiska och den kapillära vattenmättnadsgraden.

Metod 1: Differensen mellan SKR och SKAP

Som nämndes ovan får varje konstruktion en viss aktuell vattenmättnadsgrad, vilken approximativt kan uttryckas genom en viss punkt på den experimentella SKAP-kurvan. För en vertikal fasad kan tex SKAP efter 1 veckas kontinuerlig vattensugning med en viss säkerhet kunna anses representera den maximala vattenhalten i verkligheten. Detta värde kan då jämföras med SKR-värdet för konstruktionen vilket ger ett mått på graden av frostbeständighet; ju större differens mellan SKR och SKAP desto högre grad av frostbeständighet. Denna kan därför definieras

$$F(t_{\text{repr}}) = S_{\text{KR}} - S_{\text{KAP}}(t_{\text{repr}}) \quad (42)$$

Där tiden t_{repr} är den vattensugningstid som representerar den verkliga konstruktionen. Eftersom SKAP ökar med ökande absorptionstid får en given konstruktion en lägre grad av frostbeständighet ju fuktigare miljön är, dvs ju längre tiden t_{repr} är.

Genom ekv (42) kan frostbeständigheten kvantifieras vilket gör det möjligt att göra rättvisa jämförelser mellan olika material. Man kan också kvantifiera effekten på frostbeständigheten av olika yttre fuktmiljöer.

Metod 2: Potentiell livslängd

Ett annat sätt att kvantifiera frostbeständigheten ges av den potentiella livslängden vilken kan beräknas med ekv (40). Ju högre potentiell livslängd desto högre grad av frostbeständighet. Risken är emellertid att man gör en felaktig extrapolation av SKAP-kurvan, tex genom att vattenabsorptionsförsöket är slarvigt utfört. Detta kan leda till att man gör en felbedömning såväl av livslängden som vid en jämförelse mellan olika material.

Metod 3: Direkta frysförsök

Det finns en stor mängd försök att välja på varav flera är normerade i olika länder. De möjliggör aldrig en kvantifiering av frostbeständigheten eller livslängden. De kan också vara vilseledande på olika sätt, tex:

- * Provningsmetoden är inte representativ vilket gör att man antingen överskattar eller underskattar frostbeständigheten i den aktuella miljön. Det förra felet är naturligtvis allvarligast. Därför bör en frystest alltid

vara strängare än vad som motsvarar verkliga förhållanden, dvs den bör vara "på säkra sidan".

- * Provningsmetoden rangordnar inte de provade materialen på ett rättvist sätt. En metod som är väl anpassad till en viss materialtyp passar t ex inte en annan typ vilket gör att material nedklassas eller godkänns felaktigt.
- * Provningsmetoder av vanlig typ beaktar inte det aktuella sättet att använda materialet. Samma material testas ofta på samma sätt oavsett hur det används. En betong, som aldrig kommer att utsättas för några större fuktbelastningar, provas trots detta ofta med en traditionell test med upprepade mycket "våta" fryscyklar.

Många metoder ger dock ett mått på den allmänna frostbeständighetsnivån. Resultaten bör emellertid tolkas med omdöme.

Lufthaltsbehov

Vid en bedömning av lufthaltsbehovet i en betong måste man teoretiskt sett ta hänsyn till att luftporsystemet i praktiken kommer att delvis vattenfyllas och att denna vattenfyllning är starkt beroende av luftporfördelningen. Detsamma gäller när man vill göra en bedömning av frostbeständigheten hos en redan utförd konstruktion. Sådan hänsyn tar man inte i den traditionella metoden baserad på Powers' ekv(26) vilken lämpligen skrivs på följande sätt när det gäller att beräkna lufthaltsbehovet

$$a = V_p / \{0,364[L \cdot \alpha / 3 + 1]^3 - 1\} \quad (43)$$

Vid en traditionell beräkning används den fiktiva avståndsfaktorn $L = L_F$. Genom att använda det kritiska värdet på denna och ett förväntat värde på α hos det totala luftporsystemet fås lufthaltsbehovet ur ekv (40). Genom att i stället gå in med uppmätta värden på a och α för en utförd konstruktion fås det aktuella värdet på L_F vilket kan jämföras med det kritiska när en bedömning av frostbeständigheten skall göras.

Man använder alltså den fiktiva avståndsfaktorn som är betydligt lägre än den reella och man använder den totala lufthalten a och specifika arean α för det totala luftporsystemet i stället för motsvarande värden för den del av porsystemet som verkligen är luftfyllt under praktiska förhållanden. Så länge man arbetar med "normala" luftporsystem kan felet bli begränsat eftersom den fiktiva kritiska avståndsfaktorn torde vara ett statistiskt medelvärde för betong med sådana normala porsystem samtidigt som den bestämts på basis av tomma luftporsystem. Vid mera ovanliga porsystem kan man emellertid göra fatala feluppskattningar av luftbehovet; vid finporösa system underskattas detta och vice versa.

Ett mera realistiskt värde på luftbehovet får man genom att använda följande uttryck

$$a = a_w + a_{KR} + a_b \quad (44)$$

Där a_w är den i praktiken vattenfyllda luftporvolymen. a_{KR} är den luftvolym som erfordras för att inte den reella kritiska avståndsfaktorn $(L_R)_{KR}$ skall överstigas just när a_w har uppnåtts. a_b är en "luftbuffert" som erfordras ur säkerhetssynpunkt.

a_{KR} beräknas med ekv (43) varvid den reella kritiska avståndsfaktorn $(L_R)_{KR}$ används samt den specifika arean α_{KR} hos den del av luftporsystemet som är luftfylld när den reella avståndsfaktorn är just $(L_R)_{KR}$.

Värdet a_w beror på miljöförhållandena; ju våtare miljön är desto högre blir värdet a_w och ju större blir storleken hos den största vattenfyllda luftporen. Därför minskar även den resterande specifika arean när miljön blir våtare. Detta leder i sin tur enligt ekv (43) till att den erforderliga luftfyllda porvolymen a_{KR} ökar. Enligt ekv (44) måste därför den totala lufthalten öka för att kompensera för en våtare miljö. Detta beaktas inte vid en traditionell beräkning av lufthaltsbehovet med Powers' ekvation tillämpad på tomma luftporsystem.

Beräkningsmetoden åskådliggörs med tre exempel.

Den aktuella betongen antas ha en cementpastahalt av 37% inkluderande fin ballast som interfererar med luftporerna. Luftporsystemet beskrivs av följande frekvensfunktion

$$f(r) = n \cdot (\ln b) / b^r \quad (45)$$

Där n och b är konstanter. Specifika arean hos det totala porsystemet antas vara 30 mm^{-1} vilket motsvarar $b=1,03$ när porradien r uttrycks i μm . Beräkningar av samband mellan vattenabsorption som andel av totala luftporvolymen, S_a , resterande specifik area, α_r , och porradien, r_w , för den största vattenfyllda poren görs enligt principer som redovisas i avsnitt "Den kritiska vattenmättnadsgraden" ovan.

Den reella kritiska avståndsfaktorn antas vara $0,4 \text{ mm}$ såväl vid vanlig frysning som vid saltfrysning.

Fall 1: Måttligt fuktigt. Vanlig frysning

Alla porer med radie mindre än $70 \mu\text{m}$ antas vara vattenfyllda. Detta ger en resterande specifik area $\alpha_r=23 \text{ mm}^{-1}$ för detta porsystem. Motsvarande vattenmättnadsgrad hos luftporsystemet är $S_a=0,16$.

a_{KR} fås ur ekv (43)

$$a_{KR} = 0,37 / \{0,364[0,40 \cdot 23/3 + 1]^3 - 1\} \cdot 100 = 1,6 \%$$

Det absolut minsta lufthaltsbehovet fås ur ekv (44)

$$a = S_a \cdot a + a_{KR} = 0,16 \cdot a + 1,6 = \mathbf{1,9 \%}$$

Till detta bör ca 1 % lufthaltsbuffert adderas.

Fall 2: Mycket fuktigt. Vanlig frysning

Fuktinnehållet är nu högre än i fall 1. Alla porer med radie mindre än 100 μm antas vara vattenfyllda. Detta ger en resterande specifik area $\alpha_r=19,5 \text{ mm}^{-1}$ för detta porsystem. Motsvarande vattenmättnadsgrad hos luftporsystemet är $S_a=0,34$.

a_{KR} fås ur ekv (43)

$$a_{KR} = 0,37 / \{0,364[0,40 \cdot 19,5/3 + 1]^3 - 1\} \cdot 100 = 2,3 \%$$

Det absolut minsta lufthaltsbehovet fås ur ekv (44)

$$a = S_a \cdot a + a_{KR} = 0,34 \cdot a + 2,3 = \mathbf{3,5 \%}$$

Till detta bör ca 1 % lufthaltsbuffert adderas.

Luftbehovet ökar alltså med 1,6 procentenheter när betongen blir fuktigare.

Fall 3: Fukt enligt Fall 2. Saltfrysning

Vattenabsorptionen i ytskiktet antas öka när salt är närvarande. Alla porer med radie mindre än 120 μm antas vara vattenfyllda. Detta ger en resterande specifik area $\alpha_r=18 \text{ mm}^{-1}$ för detta porsystem. Motsvarande vattenmättnadsgrad hos luftporsystemet är $S_a=0,48$.

a_{KR} fås ur ekv (43)

$$a_{KR} = 0,37 / \{0,364[0,40 \cdot 18/3 + 1]^3 - 1\} \cdot 100 = 2,8 \%$$

Det absolut minsta lufthaltsbehovet fås ur ekv (44)

$$a = S_a \cdot a + a_{KR} = 0,48 \cdot a + 2,8 = \mathbf{5,4 \%}$$

Till detta bör ca 1 % lufthaltsbuffert adderas.

Beräkningen visar alltså att små förändringar i vattenabsorptionen kommer att ge stort utslag i lufthaltsbehovet. Detta kan förklara den stora negativa effekt som salt har på frostbeständigheten.

Symboler

A	koefficient
B	bindemedelshalt [kg/m^3]
B	permeabilitet [s]
C,D,E,F	koefficienter
D	skikttjocklek [m]
F	grad av frostbeständighet
K	permeabilitet [$\text{m}^2/\text{Pa}\cdot\text{s}$]
L	Powers' avståndsfaktor [m]
P	porositet [m^3/m^3]
P _g	gelporositet [m^3/m^3]
P _k	kapillärporositet [m^3/m^3]
S	vattenmättnadsgrad [m^3/m^3]
S _a	vattenmättnadsgrad hos luftporsystemet [m^3/m^3]
S _{eff}	effektiv vattenmättnadsgrad [m^3/m^3]
T	absolut temperatur [$^{\circ}\text{K}$]
V _p	cementpastahalt exkl. luftporer [m^3/m^3]
W _e	förångningsbart vatten [m^3/m^3]
W _f	frysbart vatten [m^3/m^3]
a	lufthalt [m^3/m^3]
ab	"luftbuffert" (säkerhetsmarginal) [m^3/m^3]
aw	vattenfylld luftporvolym [m^3/m^3]
b	koefficient
dQ/dt	värmeflöde [$\text{J/m}^2\cdot\text{s}$]
dq/dt	fuktföde [$\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$]
f(r)	frekvensfunktion för luftporer
f _t	draghållfasthet [Pa]
k _θ	andel icke frysbart vatten av allt vatten när alla porer är fyllda [1]
n	koefficient
p	tryck [Pa]
r	porradie [m]
s	mantelarea hos luftporer [m^2]
t	tid [s]
t _{max}	max tillåten sprickvidd [m]
v	molvolym [m^3/mol]
v _{ct}	vattencementtal [1]
v _{bt}	vattenbindemedelstal [1]
w _e	förångningsbart vatten [kg/m^3]
w _f	frysbart vatten [kg/m^3]
w _{nf}	icke förångningsbart vatten [kg/m^3]
α	specifik area hos luftporer [m^{-1}]
β	hydratationsgrad
ΔH	isbildningsvärme [J/mol]
Δθ	frys punktsnedsättning [grad]

δ	diffusivitet hos löst luft [m^2/s]
ν	poissons tal
ϵ_b	brottöjning [m/m]
θ	temperatur [$^{\circ}\text{C}$]
σ	ytspänning [N/m]
σ_t	tangentiell spänning [MPa]

Index:

AKT	aktuell (verklig)
F	fiktiv
KAP	kapillär
KR	kritisk
R	reell
i	is
p	potentiell
r	resterande
w	vatten

Referenser

Beskow G: Tjälbildningen och tjällyftningen med hänsyn till vägar och järnvägar. Sveriges Geologiska Undersökningar Årsbok 26, Stockholm, 1935.

Bigg EK: The super-cooling of water. Proc. Phys. Soc. B66, London, 1953.

Bonzel J: Siebel E: Neuere Untersuchungen über den Frost-Tausaltz-Widerstand von Beton. Beton Heft 4,5 och 6, 1977.

X Collins AR: The destruction of concrete by frost. J. Inst. Civil Eng., Paper No 5412, London, 1944.

Defay R; Prigogine I; Everett DH: Surface tension and adsorption. Longmans, London 1966.

X Dunn JR; Hudec PP: The influence of clay on the water and ice in rock pores. New York State Department of Public Works, Physical Res. Report RR65-5, 1965.

Everett DH: The thermodynamics of frost damage to porous solids. Trans. Farad. Soc.No 57, London, 1961

Fagerlund G: Non-freezable water contents of porous building materials. Avd byggnadsmaterial, LTH, Report 42, Lund, 1974.

Fagerlund G; Modéer M: Opublicerade kalorimeterförsök. Avd Byggnadsmaterial, LTH, Lund, 1974.

Fagerlund G: Equations for calculating the mean free distance between aggregate particles or air-pores in concrete. CBI Research 8:77, Stockholm, 1977A.

Fagerlund G: The critical degree of saturation method of assessing the freeze/thaw resistance of concrete. 2 artiklar i Materials and Structures Vol 10, 1977B

Fagerlund G: Frost resistance of concrete with porous aggregate. CBI Research Fo 2:78, Stockholm, 1978.

Fagerlund G: Prediction of the service life of concrete exposed to frost action. Ingår i "Studies on concrete technology", CBI, Stockholm, 1979.

Fagerlund G: Influence of slag on the frost resistance of concrete- A theoretical analysis. CBI Research Fo 1:80, Stockholm, 1980A.

Fagerlund G: Struktur. Ingår i "Betonghandbok, Material", Stockholm, 1980B.

Fagerlund G: Principer för betongs frostbeständighet. Nordisk Betong Nr 2, 1981.

Fagerlund G: The influence of slag cement on the frost resistance of the hardened concrete. CBI Research Fo 1.82, Stockholm, 1982.

Fagerlund G: Inverkan av lufthalt, luftporstruktur, konsistens, vattencementtal och komprimeringssätt på betongens beständighet. Ingår i "Betongs Frostbeständighet", CBI, Rapport Ra 2.83, Stockholm, 1983

Fagerlund G: The critical size in connection with freezing of porous materials. Cementa, Rapport CMT 86039, Danderyd, 1986.

Fagerlund G: Effect of the freezing rate on the frost resistance of concrete. Nordic Concrete Research, Publ no 11, Oslo ,1992A.

Fagerlund G: Studies of the scaling, the water uptake and the dilation of specimens exposed to freezing and thawing in NaCl-solution. Ingår i "Freeze-thaw and de-icing resistance of concrete". Avd Byggnadsmaterial, LTH, Report TVBM-3048, Lund, 1992B.

Fagerlund G: The long time water absorption in the air pore structure of concrete. Avd byggnadsmaterial LTH, Report TVBM-3051, Lund, 1993

Gagne R; Aitcin PC; Pigeon M; Pleau R: Frost durability of high performance concrete. Ingår i "High Performance Concrete. From Material to Structure". F&FN Spon, London, 1992.

X Haynes JM: Frost action as a capillary effect. Trans. Brit. Ceram. Soc. nr11, London, 1964.

Hult J: Hållfasthetslära. Almqvist & Wiksell, Stockholm, 1966.

Ivey DL; Torrains PH: Air void systems in ready mixed concrete. J. of Materials, Nr 5, 1970.

Johansson L: Skador hos betongbalkonger. CBI, Forskning Fo 3:76, Stockholm, 1976.

Larson TD; Cady PD: Identification of frost susceptible particles in concrete aggregates. National Cooperative Highway Research Program, Report 66, 1969.

Jung F: Über die Frostbeständigkeit des jungen Betons. Zement-Kalk-Gips, Nr 3, 1967.

Klamrowski G; Neustupny P: Untersuchungen zur Prüfung von Beton auf Frostwiderstand. Bundesanstalt für Materialprüfung, Forschungsbericht 100, Berlin, 1984.

Lindmark S. Opublicerade frysförsök. Avd byggnadsmaterial LTH, Lund, 1993.

X Litvan GG: Phase transition of adsorbates: IV Mechanism of frost action on hardened cement paste. J. Amer. Ceram. Soc. Vol 55, 1972.

Nilsson L-O: Fuktproblem vid betonggolv. Avd byggnadsmaterial LTH, Rapport TVBM-3002, Lund, 1977.

Penner E: Pressures developed in a porous granular system as a result of ice segregation. Highw. Res. Board Special Report Nr 40, 1958.

Philleo RE: A method for analyzing void distribution in air-entrained concrete. Portland Cement Ass. Tentative Paper, Chicago, 1955.

Powers TC: The air-requirement of frost resistant concrete. Proc. Highw. Res. Board No 29, 1949.

Powers TC: Resistance of concrete to frost at early ages. Proc. RILEM Symp. "Winter Concreting", Copenhagen, 1956.

Powers TC: Prevention of frost damage to green concrete. Bulletin RILEM, No 14, 1962.

Powers TC; Brownyard TL: Physical properties of cement-paste. Res. Labs. Cem. Ass. Bull. 22, Chicago, 1948.

Powers TC; Helmuth RA: Theory of volume changes in hardened portland cement paste during freezing. Proc. Highw. Res. Board No 32, 1953.

Sellevoid E; Bager D; Klitgaard-Jensen E; Knudsen T: Silica fume cement pastes: hydration and pore structure. Ingår i "Condensed silica fume in concrete", Inst Byggnadsmateriallära, NTH, Report BML 86.610, Trondheim, 1982.

Setzer MJ: Einfluss des Wassergehaltes auf die Eigenschaften des erhärteten Betons. Schriftenreihe Deutsche Ausschuss für Stahlbeton, Heft 280, 1977.

Verbeck GJ; Klieger P. Studies of the salt-scaling of concrete. Highway Research Board, Bull. 150, 1957.

Vuorinen J: On determination of effective degree of saturation of concrete. Betong- och Jordlaboratoriet; Imatran Voima OY, Uleåborg, 1973.

Zhang M-H; Gjörv OE: Effect of silica fume on pore structure and chloride diffusivity of low porosity cement pastes. Cem. and Concr. Res. Vol 21, No 6, 1991.