

Institutionen för Brandteknik
Lunds Tekniska Högskola
Lunds Universitet
Box 118
221 00 Lund

Department of Fire Safety Engineering
Lund Institute of Technology
Lund University
Box 118
S-221 00 Lund

Industribrand vid Eka Chemicals i Bohus

- fallstudie av primära, sekundära och tertiära konsekvenser

Industrial fire at Eka Chemicals in Bohus, Sweden

- Case study of primary, secondary and tertiary consequences

Mattias Delin
Max Johansson

Brandingenjörsprogrammet
Lunds Tekniska Högskola
Lunds Universitet

Januari 1998

ABSTRACT: Studies of consequences due to two different fire scenarios in the plant area. Calculations on heat flux towards LPG storage vessel, distribution line, steel vessel and finally a storage tank containing peracetic acid. Design of calculation models. Time aspects to explosion, burst of vessel and failure. Loss of goodwill due to pollution and environmental damage. (Swedish)

KEYWORDS: Eka Chemicals, Bohus, industrial fire, consequences, radiative heatflux, convective heatflux, heat transfer, flame, goodwill, pollution, environmental damage, human reactions, propane, peracetic acid, hydrogen peroxide, burst of vessels due to heat, LPG-vessel, distribution line.

Innehållsförteckning

Sammanfattning	1
1. Inledning	3
Syfte	3
Metod	3
Begränsningar	3
Erkännanden	3
2. Objektsbeskrivning	5
3. Scenariobeskrivningar	7
Scenario "VPU"	7
Scenario "PAA"	8
DEL I METODER	11
4. Beräkningsmodell för gasoltankens strålningspåverkan	13
Modell	13
5. Beräkningsmodell för rörgatans bärighet vid brandpåverkan	15
Modell	15
6. Beräkningsmodell för stumfyllt filter	19
Modell	19
7. Beräkningsmodell för energiberäkningar i perättiksyratank	21
Modell	21
8. Beräkning av strålningsvärme	23
9. Indirekta kostnader och förlust av trovärdighet	25
Definition	25
Mänskliga reaktioner	26
DEL II EKA CHEMICALS, BOHUS	29
10. Laboration på arbetslösningen	31
Motiv	31
Resultat	32
11. Gasoltanken	33
Risker	34
Beräkningsförutsättningar	35
Resultat	36
Slutsats	37
12. Rörgatan	39
Beräkningsförutsättningar	39
Resultat	40
Slutsats	41
13. Stumfyllt filter	43
Beräkningsförutsättningar	43
Resultat	45
Slutsats	46
14. Perättiksyratanken	47
Beräkningsförutsättningar	48
Resultat	49
Slutsats	49

15. Trovärdighetsskada	51
Följder av Scenario VPU	52
16. Referenser	55
APPENDIX	59
APPENDIX I. Produktinformation	61
Väteperoxid, VP	61
Shellsol AB	61
Perättiksyra, PAA	62
Gasol Propan 95	62
APPENDIX II. Laboration på arbetslösningen	63
Försöksutförande	63
Genomförande och iakttagelser	63
Densitet	64
Flampunkt	64
RHR	64
Flamtemperatur	66
Effektiv förbränningsvärme ($\chi \cdot \Delta H_c$)	67
APPENDIX III. Beräkningar av massflöde från arbetslösningen	68
APPENDIX IV. Beräkningar till stöd för andra beräkningar	70
Säkerhetsventilernas kapacitet	70
Konvektion	71
Beräkning av synfaktor	74
Modellering av ångtryckskurva för propan	75
Modellering av ångtryckskurva för arbetslösning	76
APPENDIX V. Beräkningar med hjälp av dator	78
APPENDIX VI. Gasolberäkningar	84
Beräkningar	84
Resultat	85
APPENDIX VII. Överslagsberäkning av rörgatans bärighet vid brandpåverkan	88
Beräkningar	88
Resultat	93
APPENDIX VIII. Beräkningar på stumfyllt filter	95
Beräkningar	95
Resultat	97
APPENDIX IX. Beräkningar på perättiksyratank	98
Beräkningar	98
Resultat	101
APPENDIX X. Kartor och ritningar	104
Kartskiss över området omkring Väteperoxidfabrik VPU	104
Kartskiss över området omkring perättiksyrafabriken [081]	104
Blockschema över väteperoxidprocessen	105
Kartbild över Göteborgsregionen	106
Kartbild över Eka Chemicals och Bohus samhälle	107
Kartbild över Eka Chemicals anläggningsområde	108

Sammanfattning

Arbetet har bestått i att utreda några av konsekvenserna av två specifika brandscenarier vid Eka Chemicals i Bohus.

Det ena scenariot är en tänkt poolbrand utanför väteperoxidfabrik VPU. Poolen består av brandfarlig arbetslösning från fabriken. De konsekvenser som har utretts i samband med detta scenario är:

- Strålningspåverkan mot en större gasoltank.
- Brandpåverkan på en rörgata.
- Brand- och strålningspåverkan på stumfyllda filterkärl.
- Den förtroendeskada företaget kan lida till följd av utsläpp och miljöpåverkan i samband med branden.

Det andra scenariot är en tänkt byggnadsbrand i en träbyggnad. Den konsekvens som här har utretts är:

- Strålningspåverkan mot en projekterad aluminiumtank innehållande perättiksyra.

För detta syfte har ett antal beräkningsmodeller sammanfogats, vilka presenteras i DEL I. Med hjälp av dessa har sedan kritiska temperaturer och tidsaspekter beräknats för att ge en bild av brändernas konsekvenser. Resultaten av dessa beräkningar presenteras i DEL II.

Utredningen gav följande resultat:

Vid den utredda branden befanns inte strålningspåverkan mot gasoltanken vara av sådan storlek att detta skulle medföra några större risker. En jämförande beräkning med en större strålningspåverkan mot tanken visade att risk för ett allvarligt tankhaveri föreligger om tanken saknar någon form av skydd.

Vid beräkningarna antogs det skyddande sprinklersystemet vara ur funktion. Detta är ett viktigt antagande då manöverplatsen där sprinklern manuellt aktiveras är placerad mycket nära tanken. Vid det antagna och liknande brandscenarier kommer värmestrålningen mot manöverplatsen vara så stor att manuell aktivering är omöjlig.

Den rörgata som korsar det brandpåverkade området kan förväntas rasa till följd av branden. Tiden för detta beräknades till mellan 1 och 10 minuter. Dessa korta tider beror på att rörgatorna helt saknar skydd för värmepåverkan. I rörgatan distribueras bland annat Gasol, vätgas och skumvätska till ett skumsläcksystem i VPU.

Det stumfyllda filterkärl som studerades påverkas inte av strålningen från poolbranden utanför fabriken. Däremot kan en direkt brandpåverkan leda till kärlsprängning efter ungefär 20 - 40 minuter.

Det antagna brandscenariot kan medföra ett större utsläpp av hälsoskadlig arbetslösning till Göta älv samt utgöra ett hot mot Bohus samhälle. Dessa konsekvenser kan i sin tur orsaka en förtroendeskada för Eka Chemicals. Detta är ett allvarligt hot mot företaget och det är av stor vikt att en god beredskap, för att hantera en sådan situation, finns.

Värmestrålningen från den antagna byggnadsbranden utgör inget hot mot perättiksyratanken. Utredningen är dock begränsad till själva tanken och omfattar ej tillhörande ledningar och funktioner.

1. Inledning

Denna rapport har tillkommit som ett elevarbete i kursen Problembaserad brandteknisk riskhantering [VBR 135] vid Institutionen för Brandteknik, Lunds Tekniska Högskola, Lunds Universitet, som ett obligatoriskt moment i brandingenjörsutbildningen. Rapporten behandlar konsekvensanalys av brand vid Eka Chemicals anläggning i Bohus.

Syfte

Syftet med kursen är att eleverna skall visa förmåga att tillämpa de kunskaper och färdigheter som förvärvats under utbildningen och att självständigt analysera och redovisa en omfattande uppgift på ett vetenskapligt metodiskt sätt.

Syftet med arbetet har varit att utreda konsekvenserna av ett visst antal tänkta brandscenarier på Eka Chemicals anläggningsområde i Bohus. De konsekvenser som studerats har varit den primära brandskadan, inkluderande omfattande utredningar av värmeöverföring och värmepåverkan, den sekundära skadan, främst i form av påverkan på den omgivande miljön, och sist den tertiära skadan, i form av den förtroendeskada företaget kan komma att lida av en olycka med miljöpåverkan.

Metod

Arbetet har främst bestått i beräkningar av värmeöverföring och värmepåverkan, med hjälp av färdiga beräkningsmodeller där så funnits, och med hjälp av egna modeller där så krävts. Det senare, arbetet med att utforma modeller, har utgjort en stor del av arbetet. Och även om dessa här är utformade för att lösa en specifik uppgift bör de kunna appliceras på andra liknande problem.

För att få den information som krävts om den aktuella arbetslösningen, som antas utgöra bränslet i det största behandlade scenariot, har laborationer genomförts där dennas förbränningsegenskaper bestämts.

Arbetet med att bedöma den förtroendeskada företaget kan lida av en olycka med omfattande miljöpåverkan har främst bestått i litteraturstudier, men även i en kartläggning av hur ett utsläpp i Göta älv drabbar Göteborgs vattenförsörjning.

Arbetet har utförts vid Lunds Tekniska Högskola och tidvis vid Eka Chemicals anläggning i Bohus.

Begränsningar

Arbetet har endast berört ett antal av alla de konsekvenser de tänkta bränderna skulle kunna ge. Någon kvantitativ bedömning av sannolikheterna för olika händelser har inte gjorts, utan vid de tillfällen sannolikheter behandlats har det skett kvalitativt, främst med stöd av beräkningsresultat.

Erkännanden

Vi vill rikta ett stort tack till alla de som bistått oss i vårt arbete, såsom personal vid Eka Chemicals och vid Institutionen för Brandteknik. Främst då våra handledare, Pär Ericson vid Eka Chemicals och Berit Andersson vid Institutionen för Brandteknik.

2. Objektsbeskrivning

Eka Chemicals anläggning i Bohus är belägen strax väster om Bohus samhälle, 15 kilometer norr om Göteborg. Anläggningen ligger med Göta älv på sin västra sida och riksväg 45 och SJ Bergslagsbanan på sin östra. Hela anläggningsområdet ligger på den låga älvstranden, cirka 2,5 meter över älvens medelvattenyta. På andra sidan riksvägen, ungefär 150 meter från områdets östra gräns, ligger Bohus samhälle, med omkring 2600 invånare. All produktionsverksamhet sker på områdets södra del och alldeles norr om produktionsområdet korsar Jordfallsbron älven. Se även kartbilder i appendix X. På anläggningen är 800 personer verksamma dagtid, och 40 nattetid.

Vindförhållandena vid Bohus är övervägande västliga och sydvästliga med en något ökad frekvens östliga vindar under vinterhalvåret. Den relativt trånga älvdalen ger lokalt upphov till sydliga vindar i älvens riktning.

Verksamheten i Bohus startade redan 1924. Då som Elektrokemiska AB. Nu heter företaget Eka Chemicals och ägs av Akzo Nobel NV i Nederländerna, men huvudkontoret ligger fortfarande i Bohus. Dessutom har man verksamhet på ytterligare ett antal platser i Sverige och övriga världen.

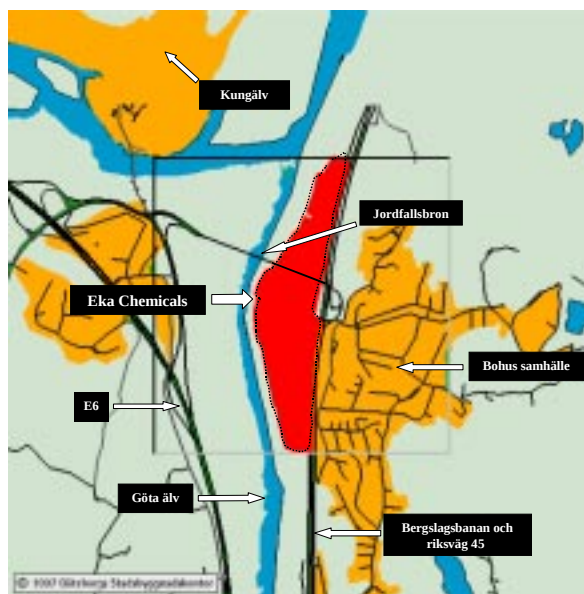


Bild 1. Karta över Eka Chemicals med omnejd.

Eka Chemicals huvudsakliga verksamhet är kemi för skogsindustrin. Dessutom framställer man vattenreningskemikalier och vissa specialkemikalier. I Bohus produceras väteperoxid, natriumperborat, kiselsyraoler, Kromasil, klor, lut, saltsyra, järnklorid och perättiksyra. Dessutom finns där enheterna Administration, FoU, Affärsutveckling, Personal, AM-Service och Teknisk Service.

De delar av anläggningen som berörs av denna rapport är väteperoxidfabriken VPU belägen på områdets södra del, och Perättiksyrafabriken, belägen i mitten av området. Se kartbild i appendix X.

Väteperoxidfabriken VPU byggdes 1995 och processen som används kallas Antrakinonmetoden. Byggnaden, som är nästan 30 meter hög, har plåtfasad och mycket sparsamt med fönster. Tank 5215, som behandlas i ett av scenarierna, står utanför denna byggnad och ingår som ett led i väteperoxidprocessen. Se kartsnitt och blockschema i appendix X.

Perättiksyrafabriken är senast tillbyggd 1982 men byggnaden stammar från trettioalet. Fasaden är, liksom VPU, av plåt och har sparsamt med fönster. Den tank som behandlas senare i rapporten är belägen utanför denna byggnad och tjänar som lagringstank för den färdiga produkten.

På området finns ett internt industrivattennät som försörjer fabrikerna med processvatten och kylvatten. Dessutom utnyttjas systemet för brandsläckning. Vattnet tas från Göta älv via ett eget reningsverk beläget strax söder om jordfallsbron.

3. Scenariobeskrivningar

Följande scenarier är utformade av Eka Chemicals. Dessa är möjliga händelseutvecklingar men är inte de enda olycks scenarier som kan tänkas inträffa på respektive plats.

Scenario "VPU"

Ett driftsavbrott i väteperoxidfabrik VPU leder till en explosion i en tank. Scenariot beskrivs här mer utförligt.

Vid ett stopp i väteperoxidtillverkningen i VPU sker en rad felhandlingar som möjliggör att omvänd extraktion sker. Peroxiden vandrar från vattenfas till lösningsmedelsfas utan att någon operatör uppmärksammar detta. Detta leder till att det sedan finns peroxid i den arbetslösningen som går in i hydreringen.

Vid kontakt med det palladium som finns i hydreringen sönderfaller peroxiden till syre och vatten. Den uppkomna syrgasatmosfären sprider sig, tillsammans med lösgjort palladium, till tank 5215. Då vätgas tillsätts och blandar sig med syret, och denna blandning kommer i kontakt med palladiumet sker antändning vilket får tanken att explodera.



Bild 2. Tank 5215

Explosionen gör ett hål på tanken, och den brinnande arbetslösningen strömmar ut. Den utströmmande arbetslösningen hamnar utanför invallningen, antingen till följd av att avloppet inte fungerar eller av egen kraft. Utflödet är av samma storlek som genomströmningen i processen, $400 \text{ m}^3/\text{h}$, och varar i cirka 5 minuter, innan processen kan stoppas. Den utströmmade mängden är då cirka 33 m^3 .

Den brinnande poolen är i genomsnitt cirka 5 cm djup och 670 m^2 stor (se kartskiss i appendix X). Det tar cirka 30 minuter för poolen att brinna upp. Poolens geometri antas kantig efter markförhållandena på platsen, och flammen antas följa poolens form. Detta innebär att värmebestrålning från flammen antas ske från plana ytor. Flammen antas inte vara i kontakt med någon byggnad.

Rakt ovanför poolen, i flammorna, finns en rörgata där man bland annat leder Gasol och vätgas. Runt om poolen finns ett antal byggnader, alla med obrännbar fasad, lagringstankar med färdig väteperoxid och en 300 m³ stor gasoltank.

I utredningen behandlas endast gasoltanken, rörgatan och ett utrymme i VPU (filterrum). Övriga objekt och risker runt branden behandlas ej.



Bild 3. Asfaltsplanen där poolbranden antas äga rum. I centrum av bilden syns gasoltankens närmsta ände. Till höger syns VPU, med tank 5215.

Scenario "PAA"

En större träbyggnad, benämnd 185 på kartsnitt i appendix X, har fattat eld och brinner. Hela byggnaden är antänd och branden utsätter omgivningen för värmestrålning. Tank 205-6111C (se figur 12 kapitel 14 *Perättiksyratanken*) finns i närheten, vid perättiksyrafabriken, och innehåller perättiksyra. Innehållet är mycket känsligt för värme och dessutom brandfarligt.

Byggnaden tillåts brinna utan att något släckarbete inleds under de första 30 minuterna. Därefter är byggnaden så brandhärjad att den är mycket svårsläckt. Tanken kommer alltså att utsättas för värmestrålning under en längre tid. Omständigheterna svårgör också kylning av själva tanken, varför denna är helt oskyddad för strålningen.

I utredningen kommer endast tank 205-6111C att beaktas. Övriga objekt och risker omkring den brinnande byggnaden och andra eventuella konsekvenser av branden utvärderas ej.

DELI

METODER

4. Beräkningsmodell för gasoltankens strålningspåverkan

En gasoltank på området riskerar att utsättas för värmestrålning från poolbranden vid VPU. För att kunna bestämma hur allvarligt detta hot är krävs beräkningar på vad som händer med tanken. De viktigaste parametrarna att studera är temperaturer i olika delar av tanken, trycket i denna samt säkerhetsventilernas kapacitet i jämförelse med behovet.

För att kunna göra dessa beräkningar har en modell skapats. Denna innefattar de termodynamiska samband som avgör händelseutvecklingen i tanken. Denna beräkningsmodell används vid beräkningar i kapitel 11 och appendix VI.

Modell

Tanken delas upp i sektioner med avseende på energiflöden. Dessa flöden betraktas sedan endimensionellt enligt följande resonemang:

Den inflydande energin betraktas som konstant över tiden, men varierar över tanken. Där det är vätska på insidan av stålet är ståltemperaturen och vätsketemperaturen lika, och ytan kyla av konvektion och strålning mot omgivningen. Om det däremot är gas på insidan värms stålet av strålningsvärmes, och kyla av konvektiv värmeavgång till luften/vattnet utanför och gasen innanför samt av strålning till omgivningen. Det konvektiva värmeövergångstalet antas bero av samma geometri på insidan som på utsidan av tanken. Stålet på den oexponerade sidan värms av gasen och kyla av konvektiv värmeavgång och strålning till omgivningen. Under hela förloppet bortses från eventuell värmeöverföring från gasen till vätskan och strålningsutbyte inom tanken.

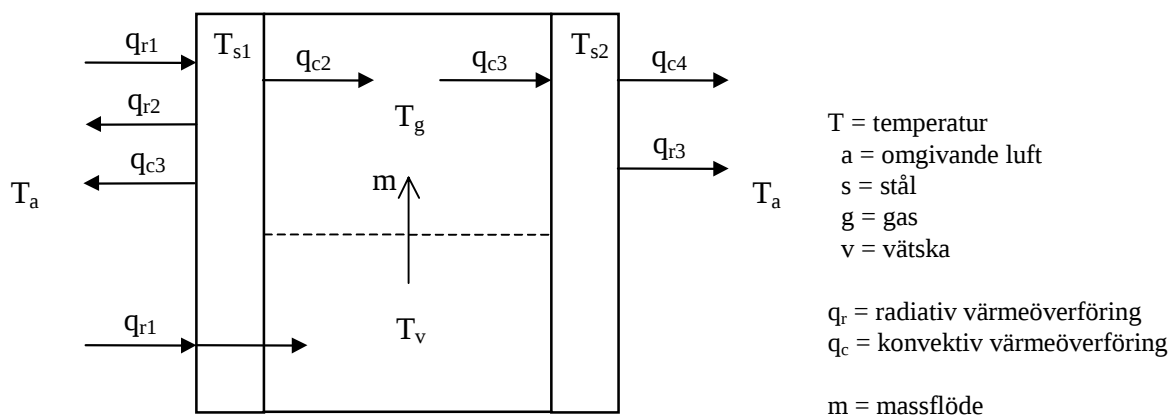
Utvecklingen i tanken kommer enligt denna modell att ske i tre skeden.

Skede 1. Inledningskede

Initialt är trycket i tanken lika med mättnadsångtrycket vid rådande omgivningstemperatur. Temperaturen på vätskan och gasen har också omgivningens temperatur. All energi som tillförs vätskan tjänar till att värma upp denna, liksom all energi tillförd gasen tjänar till att värma upp den, under konstant volym. Gasens värme förångar vätska från vätskeytan för att upprätthålla mättnadstryck då gastemperaturen stiger. Trycket ökar i tanken p.g.a. temperaturökning i gasen samt ökad gasmängd till följd av förångningen. Vätskenivån sjunker långsamt. Trycket approximeras här följa temperaturen enligt sambandet:

$$p = 4,19 \times 10^{-20} * T_g^{8,2}$$

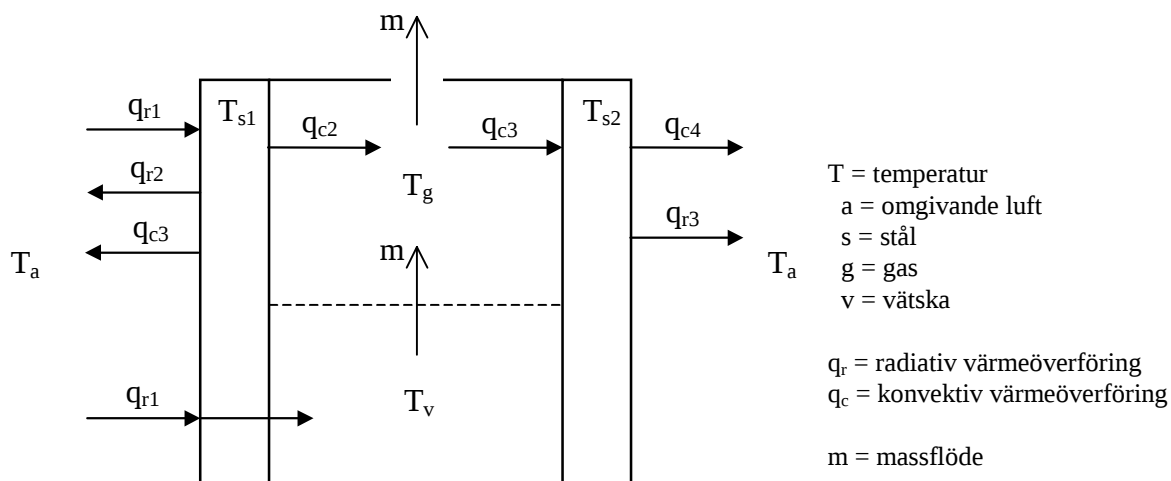
vilket erhållits enligt beskrivning i appendix IV.



Figur1. Flöden i skede 1.

Skede 2. Avlastningsventiler öppnas

Då trycket i tanken når 15,5 bars övertryck öppnas de åtta tryckavlastningsventilerna ($\varnothing=50$ mm). Vätskan antas nu hålla 50°C, som ger motsvarande mättnadstryck. Energin tillförd vätskan åtgår till att förångas denna. Gasen värms nu upp under konstant tryck, förutsatt att ventilerna klarar att avlasta. Var och en av ventilerna har för detta tillstånd kapacitet att släppa ut en viss mängd gas. Denna kapacitet är beroende av gasens temperatur då den är volymkonstant. Se appendix IV. Gasvolymen ökar till följd av uppvärmning samt förångning av vätskan. (Ökningen jämförs med avlastningsmöjligheterna.) Vätskenivån sjunker fortfarande långsamt.



Figur2. Flöden i skede 2.

Skede 3. All vätska förångad

Då all vätska är förångad åtgår den tillförda energin till att värma upp gasen, fortfarande under konstant tryck (förutsatt att avlastningsventilerna klarar sin uppgift).

Antaganden och approximationer

I skede 1 antas alltid mättnadstryck för rådande gastemperatur. Den energi som åtgår till förångning antas komma från gasen.

I skede 2 antas vätskan hålla mättnadstemperatur för rådande tryck från början och konstant framåt. Antagandet görs att all förångning sker med hjälp av den till vätskan tillförda energin, och ingen förångning sker till följd av stigande gastemperatur.

5. Beräkningsmodell för rörgatans bärighet vid brandpåverkan

En stor del av mediadistributionen sker via rörgator. Bland annat förekommer rörgator vid VPU, rakt genom det område där poolbranden antas äga rum. Rörgatan, som är konstruerad av stål, saknar skydd mot denna form av värmepåverkan varför risk föreligger att den kommer att rasa till följd av branden. För att kunna bedöma sannolikheten för detta och tiden till en eventuell kollaps sammanfogades ett antal beräkningsmetoder till en modell. Denna används vid beräkningar i kapitel 12 och appendix VII.



Bild 4. Rörgata.

Modell

Modellen delas upp i två olika beräkningssteg. Först beräknas kritisk ståltemperatur för kollaps av konstruktionen. Därefter utförs beräkningar på dess uppvärmning till följd av branden. Beräkningarna skiljer sig något mellan den liggande *rörbryggan* och de stående *bryggstöden*.

Kritisk ståltemperatur

Vid bedömningen av *rörbryggans* bärighet vid brand antas stålet förlora sin bärighet då dess hållfasthet, på grund av värmen, reducerats till 75% av den ursprungliga /18/. Detta förenklande antagande görs då belastningsfördelningen är mycket komplicerad.

Som den ursprungliga bärigheten används böjmomentkapaciteten för balkar M_R :

$$M_R = f_{yd} Z \text{ [MNm]} \quad /22/$$

där

f_{yd} = det dimensionerande hållfasthetsvärdet i brottgränstillståndet [MPa].

Z = det plastiska böjmotståndet (för balkar i tvärsnittsklass 1) [m³].

Bärigheten för brandfallet beräknas enligt

$$M_{kr} = \beta f_{yd} Z \text{ [MNm]} \quad /25/$$

Koefficienten β och dess egenskaper redovisas i diagram /25/ och ska, enligt resonemanget ovan, vara 0,75. Kritisk ståltemperatur för *rörbryggan* kan sedan utläsas ur ovan nämnda diagram.

Bryggstödens bärighet vid brand bedöms utifrån kriteriet att pelarna inte längre kan bära den dimensionerande lasten.

Böjknäckningen beräknas enligt interaktionsvillkoret:

$$\left(\frac{N}{N_{Rz}} \right)^{\gamma_{0z}} + \frac{M_z}{M_{Rz}} \leq 1 \quad /22/$$

Definitioner på ingående variabler och beräkningar redovisas i appendix VII. Med hjälp av denna ekvation och diagram för bärighetens temperaturberoende /25/ kan kritisk ståltemperatur beräknas.

Uppvärmning av konstruktionen

Konstruktionen antas värmas konvektivt och radiativt av den pågående branden. Principen för denna uppvärmning antas vara densamma oavsett om stålet befinner sig i flamregionen eller i brandgasplymen. Skillnaden är endast temperaturen på den gas som omger stålet. Stålet antas värmas upp homogent, dvs med samma temperatur genom hela tvärsnittet, och endast förlora värme radiativt. Modellen är endimensionell varför ingen värmetransport antas ske i balkens längdriktning (tvärsnittets normalriktning) samt att hörneffekter försummas.

Stålets temperatur beräknas med hjälp av värmebalansen:

$$T_s = T_0 + \frac{1}{mC} (q_{c1} + q_{c2} + q_{r.in} - q_{r.ut}) \Delta t \quad [K]$$

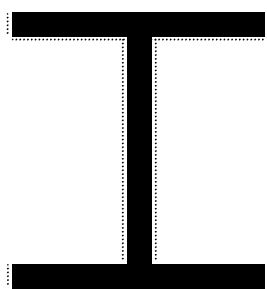
där

q_{c1} = den konvektiva värme som härrör från strömning vinkelrätt stålytan [kW]

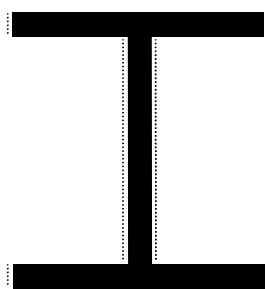
q_{c2} = den konvektiva värme som härrör från strömning längs med ytan [kW]

Övriga definitioner på ingående variabler återfinns i appendix VII.

De horisontella balkarna i *rörbryggan* är av sådan form (valsat I-tvärsnitt) att vissa approximationer måste göras angående gasflödet kring dem. Två alternativ har ansetts möjliga. Det första är att de horisontella flänsarnas undersida träffas av en gasström vinkelrätt ytan och de lodräta ytorna av en längsgående gasström. Det andra är att endast balkens undersida träffas av en vinkelrät gasström och de lodräta ytorna påverkas likadant som i Alternativ 1. Anledningen till detta är att de ytor som träffas vertikalt, det vill säga de horisontella, får en mycket stor värmeflödes i jämförelse med de andra. Värmeflödet vid dessa ytor blir i beräkningarna helt dominerande.



Alternativ 1



Alternativ 2

Figur 3. Den horisontella balkens tvärsnitt. De streckade linjerna anger de sidor på balken som antas värmas konvektivt enligt de två beräkningsalternativen.

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
KAPITEL 5. BERÄKNINGSMODELL FÖR RÖRGATANS BÄRIGHET VID BRANDPÅVERKAN

Pelarna i *bryggstöden* (stående balkar av valsat I-tvårsnitt) antas endast utsatta för gasströmning längs med ytan. Denna strömning antas dock ständigt förnyad med innebörden att x , i ekvationen för värmeövergångstalet h (se appendix IV), aldrig blir stort. Detta antagande bygger på att pelarna studeras i flamregionen där den omgivande gasmassan anses mycket turbulent även om inte strömningen över ytan är det. Detta medför att den konvektiva värmeöverföringen blir effektivare utmed ytan.

För såväl liggande som stående balkar studeras stycken på sådant avstånd från ändarna att dessa kan betraktas som oändligt långa, och således saknas ändeffekter. Längden av de studerade partierna ansätts till 1 meter för att kunna beräkna den stålmasa som värms. Denna längd är egentligen inte intressant, eftersom förhållandet mellan mantelyta, volym och massa är konstant.

I beräkningarna krävs att gasens hastighet och temperatur är kända. Dessa beräknas med hjälp av specifika modeller. I detta arbete har Heskestads modell /32/ använts (se appendix VII).

Det är viktigt att här ha i åtanke att temperaturen är starkt beroende av höjden till skillnad från hastigheten. Hastigheten tillväxer mycket snabbt vid brandytan och avtar sedan mycket långsamt varför denna inte är att anse som en känslig parameter till skillnad från temperaturen.

Om stålet anses befinna sig i flamregionen beräknas inte gastemperaturen utan en flamtemperatur antas (se kapitel 8 *Beräkning av strålningsvärme*). Detta antagande blir relativt osäkert och då värmetillförseln är mycket starkt beroende av gastemperaturen blir detta en mycket känslig parameter vid beräkningarna av ståltemperaturen och dess tidsberoende. Då antagandet medför stora osäkerheter bör ett antal värden inom ett rimligt intervall utredas.

Beräkning av ståltemperaturen

Då energiflödena är beroende av ståltemperaturen, och denna varierar med tiden och beror av dessa energiflöden, måste beräkningarna utföras med hänsyn till detta. Här har beräkningarna utförts med hjälp av datorprogrammet Excel i vilket beräkningarna programmerats. Se appendix V.

De värden som söks vid beräkningarna är antingen den tid det tar tills stålet uppnår sin kritiska temperatur, eller den temperatur vid vilken jämvikt inställer sig, och ståltemperaturen inte stiger mer. Jämvikten beror på att den från stålet utstrålade energin motsvarar den tillförda.

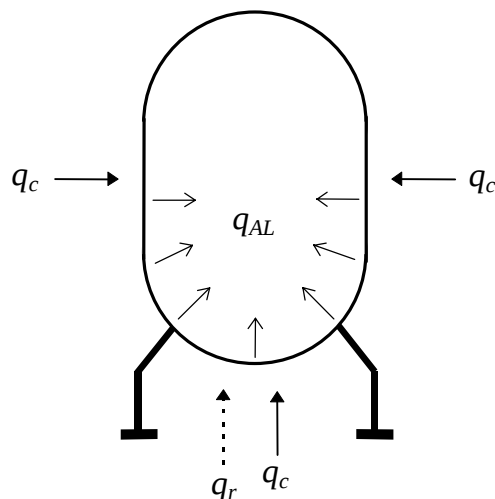
6. Beräkningsmodell för stumfyllt filter

I väteperoxidprocessen passerar arbetslösningen genom ett antal filter. Dessa filter utgörs av kärl utförda i stål. Då två filter ofta förekommer parallellt i processen, kan ett av dem vid behov kopplas ifrån processen utan att denna behöver avbrytas. Det frångopplade filtret kommer då att vara stumfyllt¹ med alla ventilerna stängda. Utsätts detta kärl då för värmepåverkan kan risk för kärlsprängning föreligga. För att bedöma tidsaspekterna för detta har följande modell utformats. Denna används vid beräkningarna i kapitel 13 och appendix VIII.

Modell

Filtret utgörs av ett stående cylindriskt stålkärl med halvsfäriska ändar (figur 4). Kärlet är stumfyllt. En brand under filtret medför att flammorna kommer i direkt kontakt med den nedre halvsfäriska delen och utsätter denna för både strålning och konvektiv värmetillförsel. Båda energiflödena beräknas med utgångspunkt från en antagen flamtemperatur. Detta antagande medför stora osäkerheter varför beräkningar på ett antal värden inom ett rimligt intervall bör utföras.

Den undre delen antas inte ha några energiförluster till den omgivande luften. Detta antagande är inte helt rätt då det varma stålet bör stråla en liten mängd ut i omgivningen. Antagandet kan anses rimligt då detta beräkningssätt medför ett något värre fall än det förväntade fallet.



Figur 4. Principskiss över filter och energiflöden.

Den cylindriska delen av filtret utsätts för konvektiv värmetillförsel från de varma brandgaserna i den utvecklade brandgasplymen som omger filtret. Temperaturen i dessa gaser antas vara 100°C lägre än den antagna flamtemperaturen. Inte heller här antas stålet avge någon energi till omgivande luft.

I den översta delen av filtret antas det resulterande energiflödet genom stålväggen vara noll.

¹ Med *stumfyllt* avses här ett kärl som är helt fyllt med vätska men trots allt finns där en mycket liten gasblåsa någonstans i kärlet. Med andra ord så är kärlet inte helt stumfyllt.

INDUSTRI BRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
KAPITEL 6. BERÄKNINGSMODELL FÖR STUMFYLLT FILTER

Den energi som upptas av stålet antas medföra en uppvärmning av stålet samt en konvektiv värmeöverföring till arbetslösningen. Energitillförseln till arbetslösningen kommer i sin tur att medföra en uppvärmning av denna. Arbetslösningen antas värmas upp homogent vilket gör att hela volymen tar upp värme, d.v.s. trots att kärlet är stumfyllt sker en viss omblandning i kärlet. Energiförändringarna har ställts upp med hjälp av en energibalans och följande antaganden:

- Flammans strålning (q_r) beräknas enligt kapitel 8.
- Konvektiv värmeöverföring från flaman och brandgaserna (q_c) till stålet beräknas enligt appendix IV.
- Energibalansen i stålet beräknas enligt ekvationen:

$$q_{in} = q_r + q_c = q_{AL} + m_{stål} \cdot C_{stål} \cdot \left[\frac{\partial T}{\partial t} \right]$$

- Energiflödet till arbetslösningen (q_{AL}) antas utgöras av konvektiv värmeöverföring från stål till arbetslösning enligt appendix IV.
- Beräkningarna utförs för varje tidsintervall, $\Delta t = 1$ sekund.

Beräkningarna har utförts i datorprogrammet Excel enligt den metod som beskrivs närmare i appendix V. Alla variabla ingångsparametrar är mer eller mindre beroende av varandra, varför dessa samband måste beräknas och itereras fram för varje tidssteg. Ur beräkningarna erhålls temperaturerna för stålväggen och arbetslösningen i varje tidpunkt.

7. Beräkningsmodell för energiberäkningar i perättiksyratank

En tank för lagring av perättiksyra planeras i närheten av en träbyggnad på området. Perättiksyra är mycket känsligt för värmepåverkan, varför det måste utredas hur en brand i träbyggnaden skulle påverka tanken. En beräkningsmodell för detta syfte har framtagits. Denna används vid beräkningarna i kapitel 14 och appendix IX.

Modell

Denna modell har tagits fram för att beräkna energiflödet in i en isolerad icke trycksatt tank avsedd för lagring av 40-procentig perättiksyra (PAA). Ett antal olika förutsättningar avgör valet av beräkningsmodell.

- Inget övertryck råder i tanken under normala förhållanden.
- Avluftsventil och tryckavlastningsluckor finns.
- Brännbara gaser som leds ut genom avluftsventilen ventileras bort med hjälp av undertryck (fläktanordning).
- Flampunkten för PAA är cirka 70°C.
- PAA sönderfaller exotermt till ättiksyra och syrgas.
- Tanken är isolerad med 120 mm mineralull.

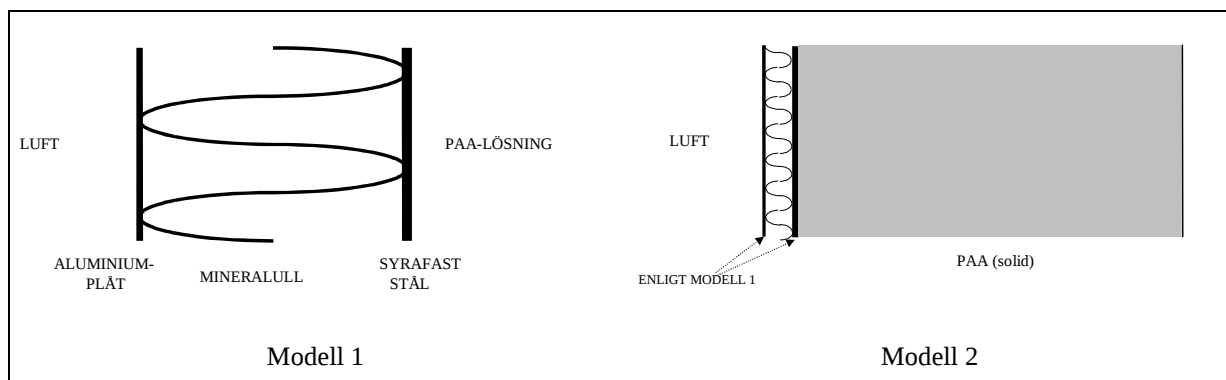
Den dimensionerande faktorn antas vara det skede då en del av PAA-lösningen kan uppnå en temperatur av 40°C eftersom den då kan antas sönderfalla med en alltför kraftig effektutveckling för att säkerhetsanordningarna skall fungera /28/.

Den isolerade tanken utsätts för värmestrålning från en brinnande byggnad. Då en utgående strålning från branden har antagits, kan en resulterande strålning mot tankväggen beräknas med hjälp av beräkningsmodellerna i kapitel 8 *Beräkning av strålningsvärme*.

Två likartade beräkningsmodeller har använts för att uppskatta energiflödet genom tankväggen.

Modell 1

Den strålning som når tanken kommer delvis att reflekteras av den blanka aluminiumytan. Resten av strålningen medför en uppvärmning av aluminiumplåten. Tankväggen fungerar som en vanlig isolerad vägg bestående av mineralull med aluminiumplåt på utsidan och syrafast stål på insidan. En del av värmen strålar ut respektive överförs konvektivt till luften från den uppvärmda tankytan och resten leds in i tankväggen. Den värme som når insidan av tanken leds konvektivt vidare till innehållet som hela tiden omblandas till följd av uppvärmningen. Tankväggen kommer, på grund av mineralullen, under ganska lång tid efter inledningsskedet att fungera som en halvoändlig vägg. Endast den delen av tanken som är fylld med vätska iakttas. Värmeutbytet mellan gasfasen och vätskefasen försummas under den tid som beräkningen omfattar.



Figur 5. Principskisser av tankväggen för de två beräkningsmodellerna.

Modell 2

Modell 2 är lik den första med den väsentliga skillnaden att vätskan här behandlas som en solid del av väggen med en tankradies tjocklek. Vätskan behandlas alltså som ett fast material som har vätskans värmeledningsegenskaper och densitet. Denna nya fiktiva vägg har samma förutsättningar för energiflöden genom utsidan medan "insidan" av väggen, d.v.s. den del som består av en "PAA-skiva", utgörs av tankens mitt och antas inte ha något energiutbyte med "omgivningen".

Beräkningar utförs med hjälp av datorprogrammet HSLAB /7/. Programmet bestämmer temperatur och värmefflöde i en designad vägg. Väggens ingående material, yttre påverkan och väggytans egenskaper matas in i programmet som sedan utför beräkningar för varje tidssteg.

Då det finns mycket bristfällig information angående ämnesegenskaper för PAA (CH_3COOOH) så har värden för ättiksyra (CH_3COOH) använts då bland annat kokpunkt och ångtryckskurvorna för de två ämnena är ganska lika.

8. Beräkning av strålningsvärme

Beräkningarna av den strålningsvärme från en brand som påverkar ett objekt i dess närhet gjordes utifrån en modell sammansatt av en rad, mer eller mindre kompletta, befintliga modeller för att så väl som möjligt passa in i de aktuella scenarierna. De studerade modellerna och de ur dessa valda bitarna kommer här att beskrivas för att ge en förståelig och försvarbar bild av modellen.

Den bild modellen bygger på är att en brand med en given flamhöjd avger en viss strålningsvärme. Denna strålar genom den mellanliggande luften för att träffa det studerade objektet. Detta absorberar en viss del av strålningen och värms upp.

Modellen kräver:

1. Att strålningsegenskaperna definieras i form av energiflöde och den strålande flammans geometri.
2. Att den mellanliggande luftens transmissionsförmåga fastställs.
3. Att kriterier för det studerade objektets mottagande av strålningen, i form av synfaktorer fastställs.
4. Att det studerade objektets reflekterande och absorberande egenskaper fastställs.

1. Flammans strålningsegenskaper

Flamman kan betraktas som en stående cylinder, en box eller en skärm stående mitt i branden, och storleken av strålningen kan beräknas utifrån flammans temperatur och luminans eller som en andel av den utvecklade energin.

Om flammans temperatur och luminans utnyttjas används Stefan Boltzmanns lag:

$$q_r'' = \epsilon \sigma T^4 \text{ [kW/m}^2\text{]}$$

där:

ϵ = flammans emissionsfaktor ($0 \leq \epsilon \leq 1$)

σ = Stefan Boltzmanns konstant, $5,67 \times 10^{-8}$ [W/m² K⁴]

T = flamtemperaturen [K].

Emissionsfaktorn kan beräknas ur Kirchhoffs lag för monokromatisk absorption: $\epsilon = 1 - e^{-KL}$, där K är en materialkonstant med enheten [m⁻¹] och L är flammans tjocklek i meter. Som exempel på storleken av K kan nämnas: Dieselolja 0,43 m⁻¹ (Sato och Kunimoto 1969) och polystyren 1,2 m⁻¹ (Yuen och Tien 1977). Dessa värden ger att emittansen kan sättas till 1 vid flamthöjder över 5 till 10 meter. För kolväten rekommenderas detta i viss litteratur redan vid flamthöjder över 1 meter. /6/

Flammans temperatur varierar för olika ämnen och olika förbränningsförutsättningar. Förekomst av sot sänker flamtemperaturen men höjer luminansen² varför denna förekomst kommer att påverka strålningsegenskaperna både positivt och negativt. Vilken av dessa som har det största inflytandet är svårt att fastställa generellt då de varierar över olika stora intervall samt att emittansen upphöjs i 1 och temperaturen i 4. Exempel på några flamtemperaturer är: Metanol 1200 °C och bensen 920 °C (Rasbash et al 1956) /6/.

Om man istället gör antagandet att en viss andel av den utvecklade energin avgår i form av strålningsvärme måste antagandet om storleken av denna grunda sig på de ovanstående materialegenskaperna i fråga om temperatur och luminans. Den rekommenderade maximala storleken uppgår till 0,35 /9/, och ett ofta rekommenderat värde för luminösa bränslen med normala egenskaper är 0,30 /32/.

² Med luminansen avses lågans förmåga att lysa. Som ett mått på detta används emittansen.

Flammans geometri, och den approximerade strålände skärmen, bör bedömas utifrån brandens storlek och omgivningens eventuella påverkan. Tre ofta förekommande alternativ är:

- En stående cylinder vars yta betraktas som strålskärm.
- En box med sidorna placerade efter brandens kanter och vars sidor betraktas som strålskärmar.
- En skärm placerad i brandens centrum med basen lika med brandens diameter och vars normalvektor alltid är riktad mot det studerade objektet.

Flamhöjden beräknas normalt utifrån den avgivna värmeeffekten, men de befintliga matematiska modellerna gäller endast mindre bränder. Sambandet mellan effekten Q och flamhöjden L går då storleken på effekten ökar från $L \propto Q^{2/5}$ mot $L \propto Q^{1/2} / 32$. Dessutom förutsätter formlerna obehindrad lufttillförsel från sidorna. Då brandarean ökar kraftigt kommer flamhöjden att begränsas av syrebrist i mitten av denna. Flammor kommer till följd av detta sällan att nå storlekar över 10-20 meters höjd för poolbränder. En ytterligare korrelerande parameter vid poolbränder är bränslets avbrinningshastighet som har ett positivt samband med flamhöjden $/2$. Någon matematisk modell för detta finns dock inte.

2. Luftens transmissionsförmåga

Luftens transmissionsförmåga beror av luftens förmåga att absorbera värmestrålning. Det är framför allt vattenångan och koldioxiden som absorberar strålning, och av de två är vattenångan dominerande.

Transmissionsfaktorn definieras $\tau_a = 1 - \alpha_w - \alpha_c$, där w indexerar vattenånga och c koldioxid. Denna faktor utnyttjas vid beräkandet av den infallande strålningen mot ett objekt enligt $q_r'' = \tau_a \epsilon \sigma T^4$.

Absorptionsfaktorn α beror av flamtemperaturen, strålvägen och gasens partialtryck, och kan t.ex. avläsas i diagram i /1/.

3. Synfaktor

Det bestrålade objektets exponering beräknas med hjälp av en synfaktor ϕ , som kan variera mellan 0 och 1. Denna tjänar till att ta hänsyn till att all utstrålad effekt inte träffar det studerade objektet. Synfaktorn utnyttjas enligt $q_r'' = \phi \tau_a \epsilon \sigma T^4$.

Beräkning av denna synfaktor kan ske enligt en rad metoder, som inte alltid korrelerar särskilt väl. Den metod som används i detta arbete redovisas i appendix IV.

4. Absorption och reflektion

All den strålning som når det studerade objektet kommer inte att absorberas av detta utan en del kommer att reflekteras. Ytans absorberande förmåga betecknas α och reflektionen ρ . Absorptionen utnyttjas enligt $q_r'' = \alpha \phi \tau_a \epsilon \sigma T^4$.

Modellen grundar sig på referenserna Holman /15/ och Pitts & Sissom /30/.

De slutliga modellerna

De modeller som kom att användas i detta arbete redovisas i respektive kapitel där de förekommer, på grund av varierande förutsättningar.

9. Indirekta kostnader och förlust av trovärdighet

En inte så liten del av den totala kostnaden av en större olycka utgörs av så kallade indirekta kostnader. Dessa är inte alltid helt lätta att identifiera och koppla samman med själva olyckan. Anledningarna är många, bland annat syns de ofta först långt efter det att olyckan inträffat och dessutom drabbar dessa kostnader mestadels konton som har den karaktären att det är svårt att avgöra huruvida det verkligen var olyckan som orsakade förlusten eller om det finns andra faktorer, t.ex. konjunkturen, som har medfört förändringar i resultatet. I det förebyggande arbetet är det mycket svårt att bedöma de förväntade indirekta kostnaderna och det är också mycket svårt att förutsäga vilka reaktioner som kan förväntas från press och framför allt allmänheten vid en eventuell olycka.

Definition

Man kan dela in de indirekta kostnaderna i två delar. I *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* /32/ kallas dessa delar för *privat* respektive *nationell* del.

Den *privata* delen består av den typ av kostnader som indirekt påverkar den olycksdrabbade anläggningen och dess närmsta omgivning. Bland dessa märks svårigheter att starta produktionen eftersom en viktig komponent eller en specialdesignad del i tillverkningsprocessen är svår att ersätta snabbt. Kostnader för tillfällig flyttning av produktion och anställda, och även de problem som uppstår med underleverantörer och återförsäljare vid en större olycka inom anläggningen anses tillhöra den *privata* delen.

Den *nationella* delen av de indirekta kostnaderna är en betydligt vidare och svåröversiktlig del av den totala kostnaden vid en olycka. En olycka kan medföra konsekvenser långt ifrån själva olycksplatsen, både geografiskt och strukturellt. Samhällen och människor i det olycksdrabbade företagets omgivning påverkas negativt, bland annat genom att arbetstillfällen försvinner då produktionen är avbruten. Konkurrenter tillåts överta marknaden eftersom servicen gentemot kunderna försämras eller upphör helt.

Om utländska konkurrenter övertar marknaden medför detta en nationalekonomisk skada eftersom export- och importbalansen rubbas. Vissa företag, som till exempel kemiföretag som producerar miljöfarliga varor, kan få stora problem med motstånd från allmänhet och media.

En olycka som medför ett utsläpp eller på annat sätt uppmärksammas kan ge det drabbade företaget stora problem i att försvara fortsatt produktion. Liknande produktionsanläggningar på andra orter och övriga aktörer inom branschen och kan också utsättas för påtryckningar och granskas i samband med den inträffade händelsen.

Trovärdighet

En faktor som är starkt förknippad till de indirekta kostnaderna och som främst kommer att belysas här är trovärdighetsförlust. Företagets trovärdighet gentemot allmänhet och beslutsfattare utsätts för stor press vid en större olycka.

Begreppet Krishantering (Crisis Management) har på senare tid blivit en viktig fråga för många företag och avser just att fastslå en plan för hur företaget skall kunna bibehålla sin trovärdighet vid svåra situationer. Gustaf Hamilton behandlar ämnet i sin bok *Risk Management 2000* /13/. Han poängterar bland annat vikten av att någon person inom företaget agerar som informationsansvarig gentemot massmedia vid en krissituation. Han anser också att det är mycket viktigt att saklig och korrekt information om läget snabbt kommer ut till massmedia och att informationsflödet sedan är frekvent under hela krisläget. Kommunikation kan om den är illa skött stjälpa ett företag som egentligen är oskyldigt och väl skött hjälpa ett företag, som kanske rent av har gjort fel, att snabbt få tillbaka allmänhetens stöd.

Mänskliga reaktioner

Hur man reagerar på en olycka eller upplever en risk är mycket individuellt. Dels beror det på personlig läggning men även utbildning och den personliga relationen till olyckskällan/riskkällan spelar roll.

En rad faktorer som spelar in i hur en risk upplevs är /21/

- **Om man utsätter sig för risken frivilligt.**
- **Om man själv kontrollerar risken.** Att åka bil upplevs i allmänhet som mer riskabelt av passagerarna än av föraren.
- **Om risken är naturlig eller skapad av människan.**
- **Om riskens storlek är välkänd.** Att det kommer att dödas omkring 600 människor i trafiken i Sverige i år är för många välkänt. Det ger dock en trygghetskänsla i att man vet att det inte kommer att dö så många som 10 000. Däremot, att det under året antagligen inte kommer att dö någon alls i samband med en olycka vid en kemisk industri eller ett kärnkraftverk, hindrar inte att det kan inträffa ett nytt Tjernobyli eller Bhopal³.
- **Om man har erfarenheter av faran.** Har man upplevt en olycka av något slag är man i allmänhet mycket vaksam på denna risk i framtiden. Om det varit ett utsläpp från en fabrik i närheten har man svårt att tro på försäkringar om att det inte kommer att hända igen.
- **Hur mycket man fruktar konsekvenserna av att en risk utlöses.** Trots att fler människor dör av hjärtsjukdomar än av cancer fruktar ändå många cancer mer då sjukdomsförloppet är mer plågsamt.
- **Om man har vinning av risken.** Människor har ofta lättare att acceptera risker om de har vinning av dem, t.ex. att de förser dem med jobb eller andra fördelar. Fördelarna av en kemisk industri är för många långt ifrån självklara. "Allt de verkar göra är att producera obehagliga kemikalier med outtalbara namn för att tjäna ännu mer pengar."
- **Hur många som kan skadas eller dödas vid ett tillfälle.** Det är ofta lättare för människor att acceptera tio olyckor med en död i varje olycka, än en olycka med tio döda.
- **Vad risken påminner om.** Kärnkraft påminner många om atombomber medan vind och vatten ger positiva associationer. Därför upplevs vind- och vattenkraft som mindre riskabla elproduktionsalternativ. Verkligheten är en annan; fler människor har omkommit till följd av dammbrott än av någon annan fredstida olycksrisk.
- **Hur mycket uppmärksamhet risken får i media.**
- **Om man förstår den information som ges.** Om man inte förstår den som ger informationen ligger det nära till hands att misstro denne istället.

De flesta av dessa faktorer talar för att människor i allmänhet upplever kemiska industrier i deras närhet som en mycket stor risk.

³ Ett stort utsläpp av metylisocyanat i den indiska staden Bhopal 1984 från en anläggning tillhörande Union Carbide. Vid olyckan omkom och skadades tiotusentals människor i närliggande slumkvarter.

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
KAPITEL 9. INDIREKTA KOSTNADER OCH FÖRLUST AV TROVÄRDIGHET

Människors reaktioner efter stora olyckor är relativt lite kartlagt. En undersökning av de psykologiska reaktionerna efter olyckorna i Bhopal, Tjernobyl, Parnell⁴, Karlskoga⁵ och Three Mile Island⁶ visar på tydligt ökande frekvenser av psykologiska besvär och psykosomatiska sjukdomssymptom efter olyckorna /14/. Exempel på sådana symptom är huvudvärk, förvirring, oro, depression, sorg och demoralisering och benämns ofta som posttraumatiska stressreaktioner.

Olyckorna delades in i fyra grupper. Kriterierna för gruppindelningen var om det förelåg långtida fysiska effekter eller inte och huruvida det var en synbar fara eller inte. Se figur 6. Vid de fall då det förelåg synbar fara men korttida fysiska effekter blev de psykologiska eftereffekterna mindre långvariga. Det visade sig till exempel att vid fallet Three Mile Island blev, trots att inget allvarligt inträffade, de psykologiska effekterna mycket långvariga.

		Synbar fara	
Långtida		Ja	Nej
	Ja	<i>Bhopal</i> Stora och långvariga posttraumatiska psykologiska reaktioner	<i>Tjernobyl</i> Långvariga psykologiska reaktioner
	Nej	<i>Parnell / Karlskoga</i> Kortvariga psykologiska reaktioner	<i>Three Mile Island</i> Långvariga men mindre allvarliga stressreaktioner

Figur 6. Matris redovisande psykologiska konsekvenser av katastrofer av olika karaktär. /14/

⁴ Ett utläckage av en giftig kemikalie i staden Parnell på Nya Zeeland. Trots att inga människor skadades vid olyckan sökte ett stort antal människor läkarvård, antagligen beroende på den stora uppmärksamheten i media.

⁵ Utsläpp av oleumgas i januari 1995. Aktuella väderförhållanden, mycket kallt och vindstilla, gjorde att gasmolnet blev liggande över staden cirka tolv timmar efter utsläppet. Ingen kom till allvarlig skada men många var tvungna att förskansa sig i sina hem och kom senare att lida av den hotupplevelse detta inneburit.

⁶ Tillbud vid ett kärnkraftverk i USA, 1979. En väteexplosion hotade att inträffa men kunde avvärras. Dålig information och katastroforganisation, inte minst från myndighetshåll, orsakade allvarlig mental stress för de omkringboende.

DEL II

EKA CHEMICALS, BOHUS

10. Laboration på arbetslösningen



Bild 5. Bilder från försöken i Lund. Observera den kraftiga rökutvecklingen och flammans speciella utseende.

Motiv

För att kunna utföra beräkningar på en designad brand behövs värden på olika förbränningsegenskaper för det brinnande materialet. Dessa värden tas fram med hjälp av försök och mätningar. På den arbetslösning som används i väteperoxidprocessen vid Eka Chemicals har få eller inga tidigare försök gjorts och därför har heller inga officiella förbränningsdata funnits. För att kunna genomföra beräkningarna utfördes därför ett antal försök i Lund den 27-28 oktober 1997. Arbetslösningen tappades direkt från processen i Bohus den 24 oktober 1997 och transporterades samma dag till Lund. Totalt användes två liter arbetslösning i de olika försöken.

Arbetslösningens huvudsakliga beståndsdel är, enligt uppgifter från Eka Chemicals, Shellsol AB som utgör cirka 70% av den totala massan. (För mer information om Shellsol AB se appendix I). Inga studier av arbetslösningens sammansättning gjordes vid försöken i Lund.

Ett antal olika karaktäristiska parametrar uppmättes och beräknades vid de olika försöken. För det fortsatta arbetet är de viktigaste av dessa parametrar densitet, flampunkt, effektutveckling (RHR), effektiv förbränningsvärme och massförlust från vätskeytan. Försöken ägde rum i laboratoriet vid Institutionen för Brandteknik och därifrån lånades också mätutrustning.

Resultat

Försöksutförande och beräkningar återfinns i appendix II och III.

Resultatet från mätningar och beräkningar redovisas i tabell 1. Dessa värden har använts vid beräkningarna av dimensionerande brand för brandscenariot utanför väteperoxidfabriken.

Resultat	
Densitet	932 kg/m ³
Flampunkt	85°C
Effektivt förbränningsvärme	14 MJ/kg
RHR	378 kW/m ²
Flamhöjd	Ø ₂₀ = 0,35 m Ø ₃₀ = 0,65 m
Flamtemperatur	600-700°C
Massförlust (vid större pooler, Ø>1,5 m)	27 g/m ² s eller 1,74 mm/min

Tabell 1. Mät- och beräkningsresultat från laboration på arbetslösningen.



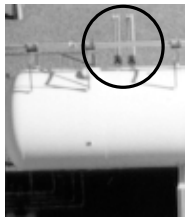
Bild 6. Antändning av arbetslösningen. Max Johansson.

11. Gasoltanken

Öster om VPU (byggnad 221) ligger en gasoltank (936) (se kartbild i appendix X). Tanken är en liggande cylindrisk tank med en volym på 300 m³ och utnyttjas normalt till 50 %. Den har längden 30,6 meter och diametern 3,6 meter. Ytterligare 25 meter österut är en uppställningsplats för två stycken järnvägsvagnar med Gasol för påfyllning. Hela området är grusat och avgränsat med staket. Över tanken och järnvägsvagnarna finns en vattensprinkler som manövreras från en plats belägen i områdets nordvästra hörn, precis norr om gasoltanken.



Bild 7. Gasoltanken och dess omgivning. Rören över tanken och järnvägsvagnen är den ovan nämnda sprinklern. I bildens nedre vänstra hörn syns manöverplatsen för denna.



Tanken är inköpt till Eka Chemicals begagnad från Gullfiber i Söråker 1990. Den är tillverkad av AB Gävle varv 1974. Manteln är av plåt med tjockleken 13,5 mm enligt ritning och 14,2-15,0 mm enligt ultraljudsmätning.

Tanken väger tom cirka 45 ton och är utrustad med 8 stycken 50 millimeters säkerhetsventiler som öppnar vid 15,5 bars övertryck. Dessa mynnar strax ovanför tanken riktat uppåt. Hela tanken är vitmålad och placerad på betongfundament cirka 2 meter ovanför marken.

Bild 8. Säkerhetsventilerna på gasoltanken.



Bild 9. Manövreringsplatsen för sprinklern.

Sprinklern består i ett grovt rör med hål i, placerad över tanken i dess längdriktning och likadant över järnvägsvagnarna. Denna är dimensionerad att begjuta vatten med mängden 10 mm/min, vilket ger behovet 3653 l/min för gasoltanken. Sprinklern försörjs av industrivattennätet och manövreras från en plats ett par meter norr om gasoltanken. Denna manöverplats skyddas från värmestrålning från en brand vid tanken eller järnvägsvagnarna av två betongväggar. Något skydd från påverkan från väster och norr finns inte.

Risker

Gasoltanken utgör en stor risk, av flera skäl. Framför allt är det gasens brandfarliga egenskaper som skapar risker, men även dess kvävande verkan och förvaringssättet är riskabla. Förvaringen i tank möjliggör kärlsprängning i olyckliga fall. Dess giftiga verkan utgör dock inte någon primär risk i det studerade scenariot varför detta inte utretts vidare här.

Gasoltankens brandrisker kan delas upp i två huvudsakliga risker. Den ena är utläckage av gas som sedan antänds. Den andra är att tanken rämnar i en så kallad BLEVE eller en kärlsprängning och att gasen antänds.

Utläckage

Vid ett utläckage kommer gasen att spridas i vindens riktning utmed marken och samlas i sänkor och liknande. Gasens brännbarhetsgränser ligger mellan cirka 1 och 9 % (vol) /8/. Skulle molnet antändas kommer detta att expandera kraftigt i en sk gasmolnsexplosion och denna kan komma att bidra till brandspridning över ett relativt stort område.

BLEVE

En så kallad BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion) sker, i gasoltankar, främst efter uppvärmning av det torra stålet, dvs stålet ovanför vätskenivån. Då detta värms upp förlorar stålet sin hållfasthet och då en försvagning väl brister rämnar hela tanken. Med stor sannolikhet antänds gasen, vätskan förångas momentant och ett eldklot stiger likt ett svampmoln.

De skador den antända BLEVEN ger är värmestrålningsskador och skador av kringflygande delar av tanken. Den förstnämnda är definitivt störst och berör, för en tank av den här storleken, ett område av storleksordningen kilometers radie /10/.

Kärlsprängning

Säkerhetsventilerna ska ombesörja att trycket i tanken inte når sådan storlek att det finns risk för att tanken ska brista. Skulle dessa dock inte fungera tillfredsställande kan en kärlsprängning ske. För att detta ska vara möjligt krävs en mycket stor uppvärmning av tanken för att den erforderliga förångningen och ångexpansionen ska ske. Bristningsstrycket approximeras ofta till fyra gånger designtrycket /3/, vilket i detta fallet skulle innebära cirka 60 bar. För att nå detta tryck krävs att innehållet värms till cirka 110°C (330 K) utan tryckavlastning. Inträffar en kärlsprängning blir skadorna omfattande p.g.a. den utvecklade tryckvåg som uppstår och kringflygande delar. Dessutom är det sannolikt att gasen antänds, med omfattande strålningskador som följd. Sannolikheten för en kärlsprängning anses här så liten att risken inte behandlas ytterligare.

Beräkningsförutsättningar

Poolbranden som antas vara 670 m² stor (se kartbild appendix X) och ha en flamhöjd på 10 meter utsätter gasoltanken för värmestrålning från två av poolens sidor. Flamman bedöms stråla ut cirka 42 kW/m². Denna strålning reduceras med cirka 14% på sin väg genom den mellanliggande luften till följd av absorption i denna. (Denna beräkningsmodell redovisades i kapitel 8 *Beräkning av strålningsvärme*). Den hörna av tanken som befinner sig närmast branden utsätts för en strålning på 9,0 kW/m². Tankens yta antas ha emissiviteten 0,90, dvs 90% av den infallande strålningen absorberas, 8,1 kW/m². (För ytterligare redovisning av förfarandet vid dessa beräkningar, se appendix VI). Denna strålning antas drabba hela den yta av tanken som är exponerad, vilket motsvarar hälften av den totala tankarean.

Luftens och tankens begynnelse-temperatur antas vara 10°C. Den värmestrålning som flödar mot gasoltanken värmer den del av stålmanteln som exponeras. Värmen transporteras sedan vidare till gasen och vätskan i tanken och slutligen till den icke bestrålade manteln.

Det bestrålade stålet stiger således fortast och högst i temperatur, följt av gasen, därefter det icke bestrålade stålet och sist vätskan. Den senaste ökar bara sin temperatur till dess den når 50°C (323 K), därefter åtgår all energi till förångning. Beräkningsmodellen redovisas i kapitel 4 *Beräkningsmodell för gasoltankens strålningspåverkan*.

Skadekriterier

De kriterier som sattes som kritiska för att skada på tanken skulle kunna uppstå var att:

- ståltemperaturen översteg 400°C (673 K), där dess hållfasthet bedöms reducerad till den grad att tankbrott kan väntas /35/ /17/. Följden av detta skulle bli en BLEVE som kan förväntas antändas. Det därpå utvecklade eldklotet, tryckvågen samt kringflygande delar kan förväntas åstadkomma mycket stor skada. /33/
- gastemperaturen översteg 430°C (703 K) varpå spontan antändning av gasen kan ske. Detta skulle innebära att den gas som strömmade ut genom ventilerna antändes med ytterligare strålningspåverkan på tanken som följd. Direkt flampåverkan mot tanken skulle det dock inte bli fråga om förutsatt att inte någon ventil skadats. Skulle detta inträffa måste det nya uppkomna scenariot behandlas.
- trycket i tanken fortsatte att stiga efter det att säkerhetsventilerna öppnats till följd av för stor förångning av vätskan och/eller ökning av gastemperaturen. Den kärlsprängning detta kan åstadkomma kan orsaka mycket stor skada på omgivningen p.g.a. tryckvåg, kringflygande delar och brand. Skulle ventilerna inte klara det erforderliga massflödet för att undvika tryckstegring måste tryckökningen beräknas för att se om risk för kärlsprängning föreligger. Sådan risk föreligger uppskattningsvis om trycket närmar sig 60 bar (4×designtryck).

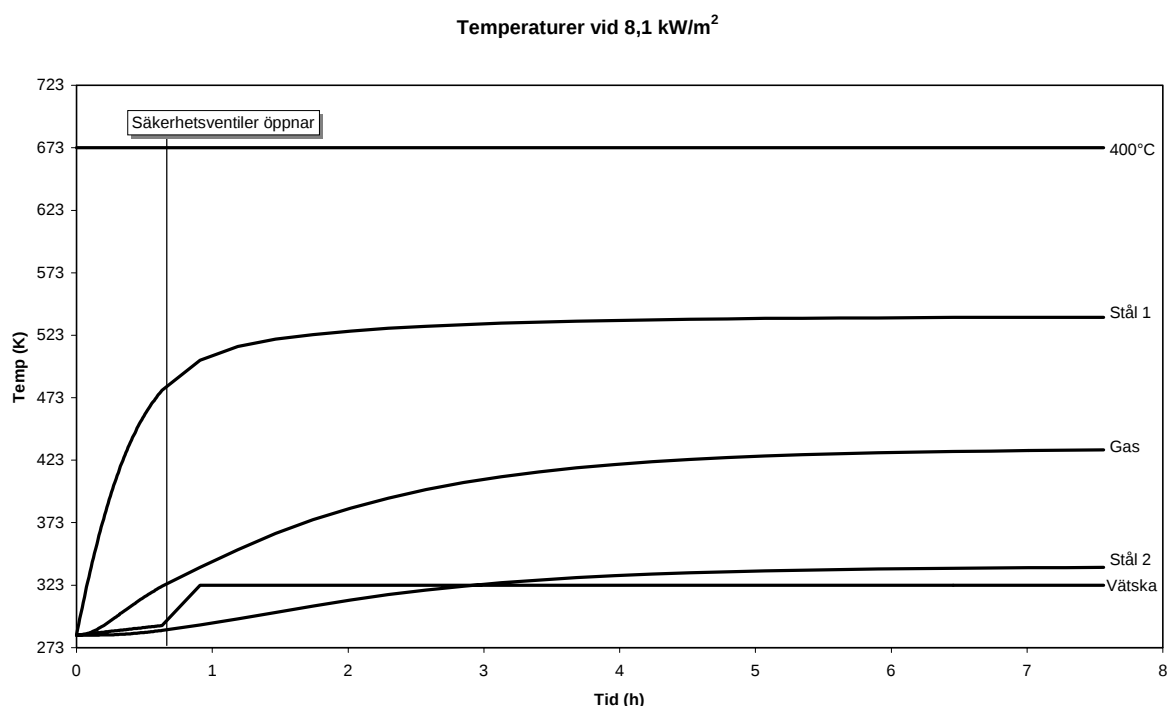
Villkoret var att ett av dessa kriterier uppfylldes.

Resultat

Vid den största strålning som bedöms kunna värma tanken vid det betraktade scenariot, $8,1 \text{ kW/m}^2$, blir förloppet det följande:

Tanken värms upp och viss förångning sker med därtill följande tryckökning som får säkerhetsventilerna att öppna efter cirka 38 minuter. Därefter sker ingen ytterligare uppvärmning av vätskan utan denna blir vid 50°C . Det av strålning exponerade stålet är vid ventilernas öppnande cirka 200°C och fortsätter att stiga till dess det når en jämviktstemperatur på cirka 260°C .

Gasen är vid ventilernas öppnande cirka 50°C och stiger sedan ytterligare till cirka 160°C . Detta understiger gott och väl gasens antändningstemperatur. Inte heller det varma stålet når i närheten av denna. Det stål som inte bestrålas är vid ventilernas öppnande cirka 15°C och stiger sedan till cirka 60°C . Var och en av de 8 säkerhetsventilerna kan vid rådande förhållanden släppa ut $2,1 \text{ kg/s}$. Då förångningen i detta fall uppgick till cirka $1,5 \text{ kg/s}$ ansågs ingen risk för ytterligare tryckstegring föreligga så länge en av de åtta ventilerna fungerade.



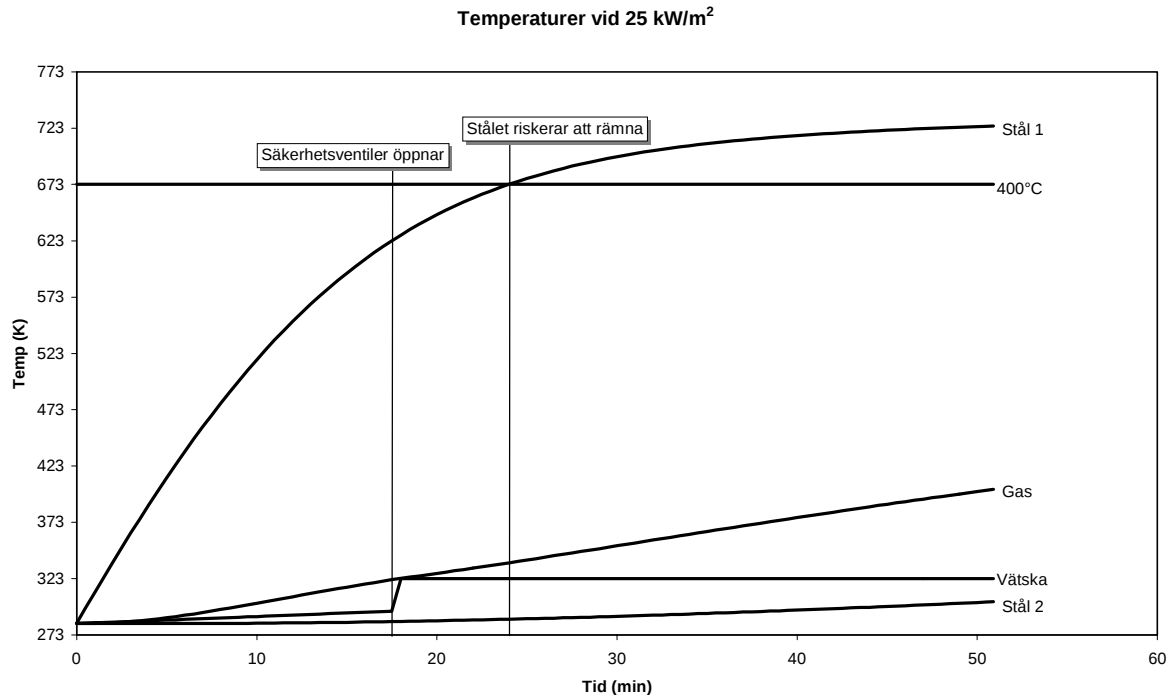
Figur 7. Temperaturfördelningen i tanken vid påverkan av värmestrålningen $8,1 \text{ kW/m}^2$.

Dessa beräkningar speglar utvecklingen under cirka 8 timmar. Den betraktade poolbranden är dock av sådan storlek att branden väntas kunna fortgå 30 minuter om den inte släcks.

Jämförelseförlopp

För att få en uppfattning om vilken strålningsintensitet som skulle kunna innebära ett hot mot tanken utfördes beräkningar för 25 kW/m^2 . Dessa beräkningar gav följande resultat:

Tanken värms upp relativt snabbt och då säkerhetsventilerna öppnar efter cirka 18 minuter är det bestrålade stålet cirka 350°C , gasen 50°C och det icke bestrålade stålet 11°C . Den massa som sedan förångas är cirka $4,5 \text{ kg/s}$, vilket skall jämföras med ventilernas kapacitet på $2,1 \text{ kg/s}$ styck. (Det finns 8 stycken ventiler). Det bestrålade stålet fortsätter att stiga i temperatur och når efter cirka 24 minuter 400°C , som satts som kriterium för att stålet kan väntas brista. Vidare fortsätter gasen att stiga i temperatur, och är vid denna tid 64°C . Säkerhetsventilernas kapacitet är då $2,0 \text{ kg/s}$, vilket ger att det krävs minst tre fungerande ventiler för att undvika tryckuppyggnad.



Figur 8. Temperaturfördelningen i tanken vid påverkan av värmestrålningen 25 kW/m².

Slutsats

Utredningen visar på att det krävs en värmestrålning på omkring 25 kW/m² för att tanken ska hotas då denna inte skyddas av sprinklern. Den poolbrand som studerats utsätter tanken för en högsta strålning på cirka 8,1 kW/m² varför denna inte anses kunna utgöra något hot mot tanken.

Vad som däremot kan påtalas är att det kan uppstå problem med att aktivera sprinklern vid ett brandscenario av den här typen:

Sprinklern ska aktiveras manuellt vid manöverplatsen strax norr om gasoltanken. Det strålningsskydd denna är försedd med skyddar inte mot strålning från väster och norr varför det kan bli svårt att nå fram till platsen vid en större brand i dessa riktningar.

Om det jämförande scenariot ovan (25 kW/m²) skulle uppstå, då sprinklern krävs för att skydda tanken, är det omöjligt att nå fram till manöverplatsen då denna utsätts för en värmestrålning nära den som krävs för att spontanantända trä (närmare 30 kW/m²) /2/.

Dessa slutsatser är baserade på resultat av beräkningar som innehåller en del osäkerheter. Det är mycket viktigt att vara medveten om dessa osäkerheter vid en värdering av resultaten. De mest betydelsefulla osäkerheterna i detta fallet är bland annat att beräkningsmodellen innehåller en rad approximationer, som dock bör placera resultaten på den säkra sidan. Modellen är inte validerad mot fullskaleförsök och värmestrålningens storlek är i beräkningarna baserad på antagandet att den strålande branden utgörs av brinnande arbetslösning. Arbetslösningen avger en relativt låg effekt jämfört med andra brännbara vätskor. Ett annat bränsle kan medföra ett betydligt allvarigare scenario.

Förslag till åtgärder

De åtgärder som främst bör vidtagas är antingen att flytta manöverplatsen för tankens sprinklersystem till en plats där denna inte kan hotas samtidigt som tanken eller att skydda den befintliga manöverplatsen mot strålning samt göra den fjärrstyrd.

12. Rörgatan

Rakt genom poolbranden går en rörgata konstruerad av stålbalkar utan något skydd mot brandpåverkan. Själva rörbryggan är ett fackverk med HEA 100 balkar som längsgående balkar. Bryggstöden består i två stycken HEA 240 alternativt HEA 280 med stagning mellan för att hindra knäckning i veka riktningen.

Beräkningsförutsättningar

Den dimensionerande lasten är:

Rör	9,45 kN/m
Kablar	0,55 kN/m
Snö	1,50 kN/m
Vindlast	0,85 kN/m ²

Dessutom väger rörbryggan cirka 145 kg/m, vilket ger lasten 1,42 kN/m. I beräkningarna används den totala lasten 13 kN/m. Beräkningarna utfördes efter modellen i kapitel 5 *Beräkningsmodell för rörgatans bärlighet vid brandpåverkan* och de fullständiga beräkningarna redovisas i appendix VII. Nedan redovisas resultaten av beräkningarna.

Kritisk ståltemperatur

Den kritiska ståltemperaturen beräknades för rörbryggan då dess bärlighet reducerats till 75%, och för bryggstöden då de inte längre kunde bära den dimensionerande lasten. Vidare antogs stålet vara av sorten S275 (SS1412), med den karaktäristiska hållfastheten $f_{yk} = 275$ MPa och $\sqrt{\frac{E}{f_y}} = 27,6$. Då balkarna var av

säkerhetsklass 3 sattes säkerhetskoefficienten γ_n till 1,2 och som den materialberoende koefficienten γ_m användes 1,0. Detta gav den dimensionerande hållfastheten $f_{yd} = 229$ MPa.

Rörbryggans bärande längsgående balkar var av typen HEA 100. Som den ursprungliga bärligheten användes balkarnas böjmomentkapacitet M_R . Dimensionerande för denna var således för vilken temperatur koefficienten β var 0,75.

Diagram redovisande β beroende av ståltemperaturen gav att den kritiska ståltemperaturen blir 430°C /25/.

Den kritiska ståltemperaturen beräknades för *bryggstöden* då de inte längre kunde bära den dimensionerande lasten. Bryggstöden var av två arter, likadana till konstruktionen, men av olika balkdimensioner. HEA 240 och HEA 280. Den dimensionerande lasten gav ett moment på 16 kNm och en vertikal last på 130 kN.

För HEA 240 balkarna blev den slutliga ekvationen

$$\left(\frac{130}{0,47 * \sigma_k * 7,684} \right)^{0,8} + \frac{16}{\beta * 229 * 0,745} = 1$$

vilken hade lösningen

$$\sigma_k = 48 \text{ MPa och } \beta = 0,45 \text{ /25/}$$

vilket motsvarar en kritisk ståltemperatur på 575°C.

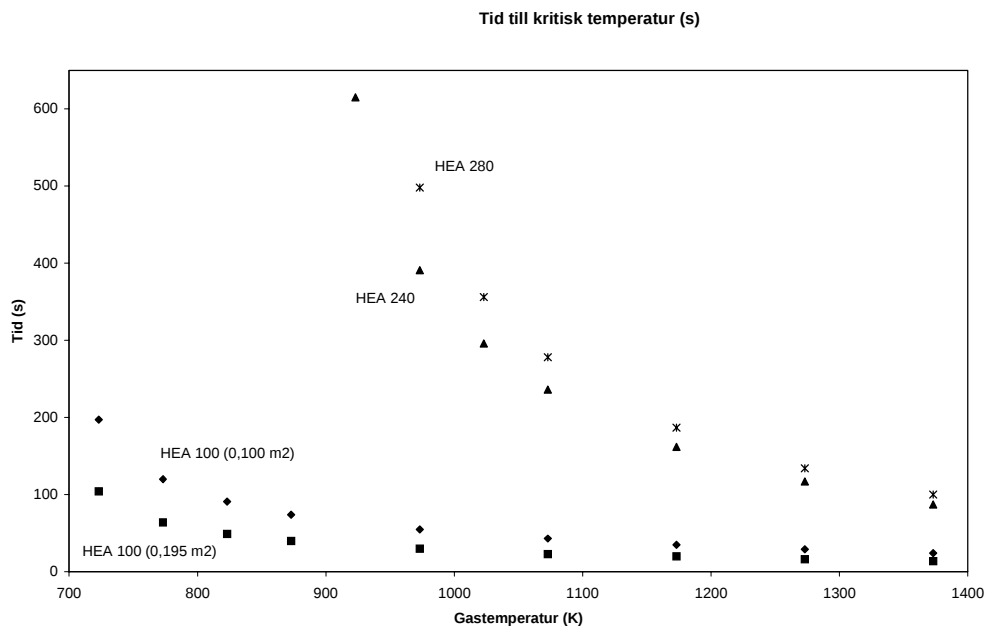
För HEA 280 balken blev den slutliga ekvationen

$$\left(\frac{130}{0,59 * \sigma_k * 9,726} \right)^{0,8} + \frac{16}{\beta * 229 * 1,110} = 1$$

vilken saknade lösning för ståltemperaturer under 600°C, varför just 600°C ansattes som kritisk ståltemperatur.

Resultat

Uppvärmningen av stålet beräknades i datorprogrammet Excel, och gav följande resultat. Se appendix VII.



Figur 9. Tid till kritisk temperatur för de olika stålbalkarna. Den övre av de två HEA 100 är då endast undersidan antas träffas av en vinkelrät gasström (Metod 2), och den undre då även den övre flänsens undersida träffas (Metod 1).

Beräkningarna visar på att kollaps kan inträffa om rörbryggan utsätts för en gastemperatur på minst 450°C (723 K). För bryggstöden av HEA 240 är motsvarande temperatur 650°C (923 K) och för HEA 280 är den 700°C (973 K).

Tiderna till kollaps varierar mellan en halv och fyra minuter för rörbryggan, och två till tio minuter för bryggstöden beroende på gastemperaturen.

Om rörbryggan antas befinna sig ovanför flamregionen beräknas gastemperaturen till cirka 300°C, enligt:

$$\Delta T_0 = 25 \left[\frac{\dot{Q}_c^{2/5}}{(z - z_0)} \right]^{5/3} \quad /32/$$

Följaktligen krävs, för kollaps, att rörbryggan befinner sig i flamregionen och att denna har en temperatur på minst 450°C.

Slutsats

Rörgatan rasar om antingen rörbryggan eller bryggstöden kollapsar. Då de längsta beräknade tiderna till kollaps uppgår till cirka 10 minuter kan rörgatan inte antas stå emot den aktuella branden.

I första hand antas rörgatan rasa i brandområdet utan större serieeffekter. Konsekvenserna av att rörgatan rasar blir främst att den mediaförsörjning som skett över denna avbryts. Det för situationen mest påtagliga mediaavbrottet är att delar av skumsläcksystemet havererar, då ett antal sektioner till VPU leds via denna gata.

I den berörda rörgatan leds dessutom Gasol och vätgas, men risken för brandspridning via dessa ledningar bedöms som mycket små /19/. En mycket olycklig konsekvens vore att gatan, då den rasar, skadar intilliggande byggnader och på så sätt möjliggör brandspridning in i dessa.



Bild 10. Tank 5215 och rörgatan.

Dessa slutsatser är baserade på resultat av beräkningar som innehåller en del osäkerheter. Det är mycket viktigt att vara medveten om dessa osäkerheter vid en värdering av resultaten.

Förslag till åtgärder

För att rörgatorna skall kunna motstå en större brandpåverkan krävs det att dessa skyddas av ett passivt brandskydd, till exempel ett isolerande material. Denna åtgärd är emellertid kostsam men kan inskränkas till att bara genomföras på utsatta delar av rörgatesystemet, så som utanför VPU.

Framtida projektering av rörgator bör ske med hänsyn till riskbilden.

13. Stumfyllt filter

I ett utrymme inne i väteperoxidfabrik VPU (se ritning i appendix X) finns det förutom ett antal pumpar som ser till att arbetslösningen pumpas runt i hydreringsprocessen också fyra stycken filter. Dessa är formade som cylindriska tankar och två av dem rymmer $3,33 \text{ m}^3$. Dessa två filter, benämnda 5185-A och 5185-B, ingår som ett steg i väteperoxidprocessen. Den cirkulerande arbetslösningen delas upp och filtreras här efter det att den hydrerats. Då flödet i processen normalt är $400 \text{ m}^3/\text{h}$ betyder det att de två filterna har en normal arbetskapacitet av $200 \text{ m}^3/\text{h}$ vardera. De båda filterna har följande data.

Filter 5185	
Tillverkningsår	1990
Designtryck	8 bar
Maxtryck vid test	10,5 bar
Testtemperatur	60°C
Godstjocklek	8 mm
Volym	$3,325 \text{ m}^3$
Vikt, tom	1750 kg
Högsta tillåtna arbetstryck	6 bar

Tabell 2. Filterdata (5185-A, 5185-B)

Filtterummet är anslutet till det skumsläcksystem som finns i VPU och utgör där en egen sektion benämnd ”Filterarea”. Till denna sektion är sex stycken lättskumaggregat inkopplade.

Det förekommer tillfällen då ett av de två filterna 5185-A och 5185-B är avstängt en kortare tid. Processen körs då med endast ett filter i drift. Det avstängda filtret kommer i detta fall att vara stumfyllt⁷ med arbetslösning samtidigt som alla öppningar och ventiler är stängda. I detta kapitel skall konsekvenserna av en eventuell brand i samband med en sådan stumfyllning utredas.

Målet med dessa beräkningar är att uppskatta tidsaspekterna för haveri av ett stumfyllt filter då detta utsätts för brand.

Beräkningsförutsättningar

En brand har startat i närheten av filter 5185-B som är avställt och stumfyllt. Branden orsakar ett energiflöde mot filtret som leder till en temperaturökning och därmed en tryckökning i detsamma. Då trycket i filtret blir för stort eller temperaturen i stålet blir för hög havererar filtret. Två olika brandscenarier har antagits.

I det första scenariot (Scenario 1) antas ett läckage av arbetslösning eller annan brandfarlig vätska ske inne i utrymmet där filterna är placerade. Läckaget antänds och medför en brand som utsätter filter 5185-B för direktkontakt med flammorna. Tre olika flamtemperaturer har antagits, 700°C, 900°C och 1100°C. Den antagna flamtemperaturen antas vara konstant från tiden $t=1$ sekund tills dess att beräkningarna avbryts.

Det andra scenariot (Scenario 2) bygger på VPU-scenariot enligt kapitel 3. Ett läckage i tank 5215 leder till ett större utsläpp av arbetslösning som antänds och bildar en poolbrand med en yta av cirka 670 m^2 . Branden som befinner sig alldeles utanför filtterummet utsätter filtret för strålning genom en större öppning i väggen ($2,4 \times 2,9 \text{ m}^2$). Filtret och dess innehåll antas ha en initialtemperatur på 50°C. Detta motsvarar arbetstemperaturen i väteperoxidprocessen.

Då information angående arbetslösningens sammansättning och fysikaliska data är mycket knapp har motsvarande värden för Shellsol AB /5/ /36/ använts i beräkningarna. Eftersom Shellsol AB utgör cirka 70% av arbetslösningen kan denna approximation antas vara rimlig.

⁷ Definition av *stumfyllt* se fotnot i kapitel 6 *Beräkningsmodell för stumfyllt filter*.

Begränsningar

Dessa beräkningar avser endast den uppgift och de scenarier som beskrivs ovan och behandlar alltså inte andra tänkbara händelser i samband med en brand i avsett utrymme. Dock bör det nämnas att annan utrustning kan skadas tidigare än själva filtret. Med annan utrustning menas både rör och mätutrustning i anslutning till filtren samt övrig utrustning i lokalen, t.ex. pumpar. Antagna scenarier är valda utifrån behovet att beräkna dimensionerande tider till filterhaveri. Utförligare beräkningar på brandförloppet inne i filterrummet har ej utförts. Beräkningarna har heller inte föregåtts av några utförligare sannolikhetsbedömningar av antagna scenarier eller någon grundligare riskanalys av filterrummet.

Dimensionerande temperatur i filterkärlet

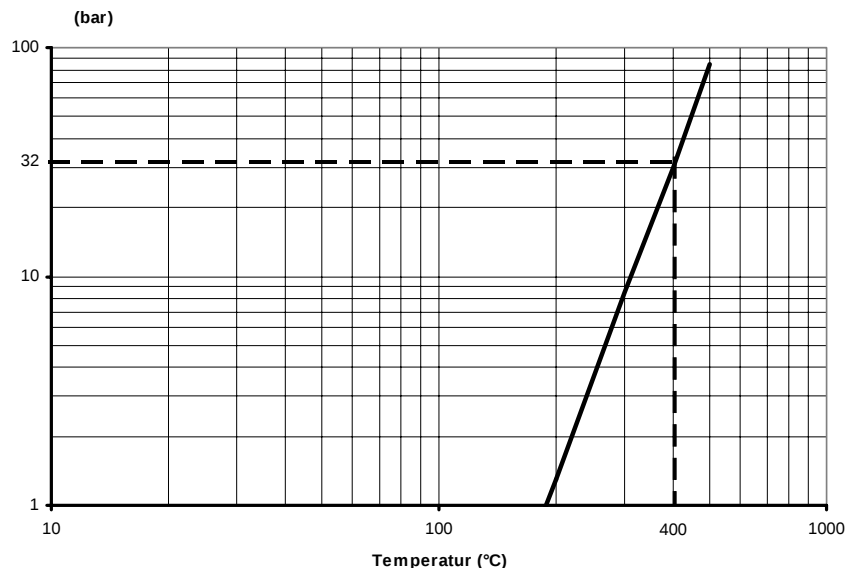
De temperaturer som antas vara kritiska är antingen då ståltemperaturen överskrider antaget dimensionerande värde eller då arbetslösningen uppnår en temperatur som medför att trycket i filterkärlet överskrider dimensionerande tryck för kärlsprängning.

Stålets dimensionerande temperatur har i denna utredning satts till 400°C /17/ /35/.

Den temperatur som antas vara dimensionerande för arbetslösningen har beräknats med hjälp av följande två antagande.

- Det rådande trycket i kärlet är detsamma som det mättnadsångtryck som innehållet (i detta fallet arbetslösningen) har vid den rådande temperaturen, det vill säga $P_i(T) = P_{fg}(T)$.
- Ett tryckkärl motsvarande det som avses i beräkningarna kan enligt Center for Chemical Process Safety vid American Institute of Chemical Engineering /11/ förväntas haverera i form av kärlsprängning vid ett tryck motsvarande fyra gånger designtrycket ($4 \times P_{design}$).

Med ett designtryck på 8 bar (8×10^5 Pa) enligt tabell 2 erhålls ett dimensionerande tryck för kärlsprängning på 32 bar ($3,2 \times 10^6$ Pa). Den dimensionerande temperaturen med avseende på arbetslösningen är den temperatur då ångtrycket för arbetslösningen är 32 bar. Då ångtryckskurvan för arbetslösningen ej är känd har den modellerats fram enligt en metod redovisad i appendix IV.



Figur 10. Ångtryckskurvan för arbetslösningen ($P_{fg} > 1$ bar) presenterad i ett log-log diagram.

Ur figuren erhålls en dimensionerande temperatur på 400°C, eftersom arbetslösningen (egentligen Shellsol AB) enligt modellen då har ett ångtryck motsvarande det dimensionerande trycket för kärlsprängning (32 bar).

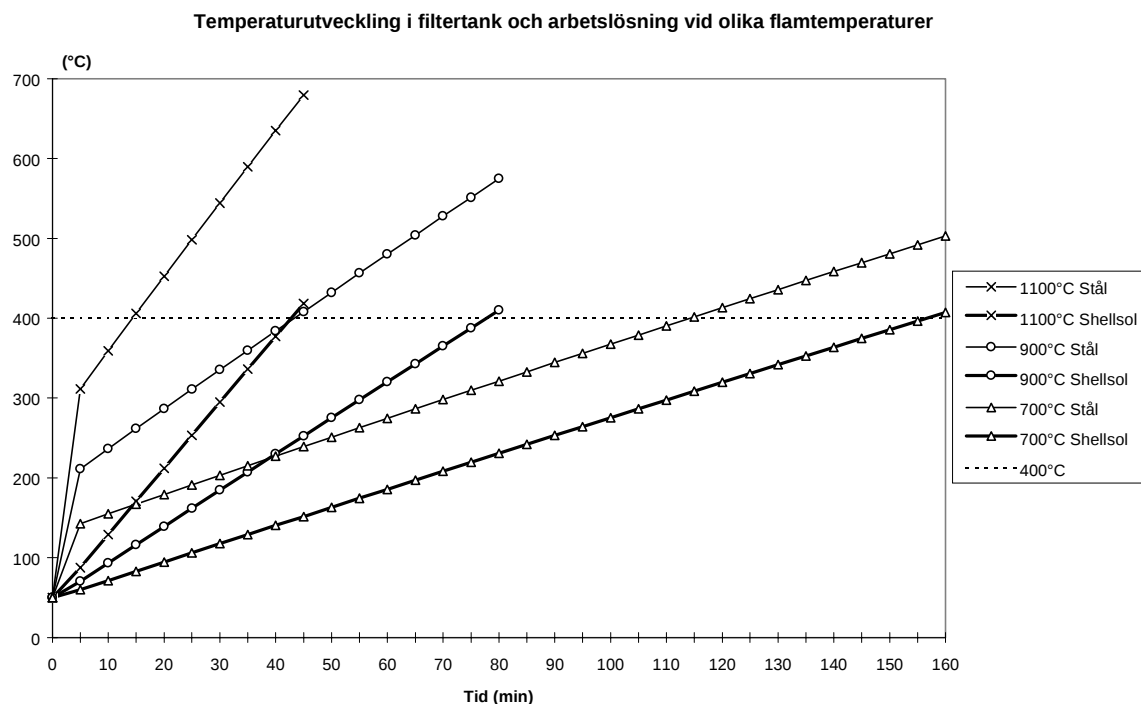
Flamtemperatur

Beräkningarna har utförts för flamtemperaturerna 700°C, 900°C och 1100°C. Det högre värdet är ett relativt högt värde i sammanhanget då flamtemperaturen för de vanligaste bränslena ligger omkring 900-1000°C, bensen har till exempel en flamtemperatur på 920°C /6/. Dock är inte 1100°C ett extremt högt antagande eftersom metanolflammas medeltemperatur har uppmätts till så mycket som 1200°C /2/.

Värdet på flammans emissivitet har antagits vara $\epsilon = 1$ enligt kapitel 8.

Resultat

De tider till kärleksprängning som framräknats varierar från cirka 15 minuter upp till 2 timmar beroende på flamtemperaturen hos den angripande branden.



Figur 11. Beräknade temperaturer i stål och arbetslösning som en funktion av tiden. Diagrammet redovisar beräkningar för tre olika flamtemperaturer (700, 900 och 1100°C). Ståltemperaturen motsvaras av den tunnare linjen och arbetslösningens temperatur av den tjockare. Dessutom är den dimensionerande temperaturen 400°C markerad.

Resultatet från beräkningarna redovisas grafiskt i figur 11. Eftersom kritisk temperatur är den samma (400°C) för både stål och arbetslösning, samtidigt som stålets temperatur hela tiden kommer att vara högre än arbetslösningens, blir det alltså den tidpunkt när stålet når kritisk temperatur som blir dimensionerande.

Flamtemperatur [°C]	Tid till kritisk ståltemperatur (400°C) [min]	Temperatur i arbetslösning (Shellsol AB) vid kritisk tid [°C]	Kärtryck vid kritisk tid [barö]
1100	14	165	<1
900	40	240	2
700	110	310	9

Tabell 3. Resultat från beräkningar på stumfyllt filter.

I tabell 3 kan tider till kritisk ståltemperatur utläsas. Samtidigt visar tabellen den beräknade temperaturen i arbetslösningen vid samma tidpunkt, samt vilket tryck denna temperatur ger upphov till. Tiden 14 minuter som anges för en flamtemperatur på 1100°C kan vara lite kort. Ståltemperaturen är förvisso kritisk men arbetslösningen har ännu inte uppnått kokpunkten (185°C) och det resulterande trycket i kärlet är lägre än 1 bar. Dock accelereras förloppet snabbt vid denna flamtemperatur vilket gör att redan fem minuter senare har ståltemperaturen stigit till cirka 450°C och trycket i tanken är större än 1 bars övertryck.

Om flamtemperaturen sänks 200°C till 900°C erhålls en dimensionerande tid på 40 min.

Beräkningar för Scenario 2 ger en resulterande strålning mot filtret på högst 0,7 kW/m². Detta värde är betydligt lägre än de värden på infallande strålning som erhålls i beräkningarna för Scenario 1 (50-200 kW/m²) vilket skulle medföra extremt långa tider till kärlsprängning. Emellertid har branden i scenario 2 den karaktären att brinntiden är begränsad på grund av läckagets storlek (se kapitel 3 *Scenariobeskrivningar*) och denna kan därför inte antas medföra risk för kärlsprängning.

Slutsats

Slutsatsen av detta bör bli att tidsaspekterna för kärlsprängning av brandpåverkat stumfyllt filter är ungefär 20 - 40 minuter för de flesta brandförlopp. Efter denna tid kan det föreligga stor risk för att ett avställt filter havererar varvid drygt 3 m³ arbetslösning läcker ut och kan antändas. En kraftig kärlsprängning kan dessutom medföra omfattande skador till följd av tryckvågen och flygande delar.

Dessa slutsatser är baserade på resultat av beräkningar som innehåller en del osäkerheter. Det är mycket viktigt att vara medveten om dessa osäkerheter vid en värdering av resultaten. Bland dessa kan nämnas att modellen inte är validerad mot fullskaleförsök och att många av de ingående parametrarna kan variera något. Dessutom utgår beräkningarna ifrån att det inte råder något övertryck i kärlet initialt, d.v.s. det normala arbetsövertrycket i filtret är eliminerat vid fränkopplingen. Till sist kan sägas att branden antas vara fullt utvecklad då beräkningarna inleds.

Förslag till åtgärder

Den främsta åtgärden i detta fall bör vara att förhindra en varaktig brandpåverkan mot filtret. Då ett skumsläcksystem är installerat i filterrummet bör detta användas för att snabbt bryta brandförloppet. Detta kräver att systemet kan aktiveras snabbt, i storleksordningen 5 minuter efter larm.

En alternativ/kompletterande åtgärd kan vara att utrusta filterkärnen med sprängbleck. Nackdelen med detta är att en brandfarlig arbetslösning tillåts strömma ut och hota att utöka branden.

14. Perättiksyratanken

En mellanlagringstank för den färdiga perättiksyran (40%) skall placeras intill norra väggen av perättiksyrafabriken enligt kartbild i appendix X. Tanken har beteckningen 205-6111C. I närheten av tanken, på cirka 20 meters avstånd, är en större träbyggnad placerad och det utrymme som är beläget närmast tanken används för närvarande som verkstad.



Bild 11. Verkstaden sedd från den plats där PAA-tanken skall placeras.

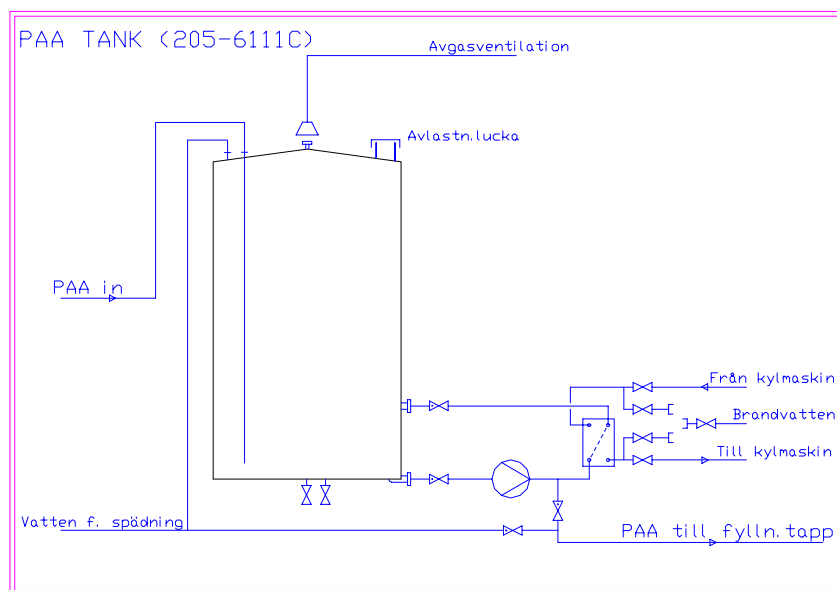
Ungefär 20 meter väster om tanken finns en påfyllningstapp för bulkfyllning av PAA⁸. Tappen står i förbindelse med den aktuella tanken.

Tankdata (205-6111C)

Den 280 m³ stora PAA-tanken är utförd i syrafast stål. Den isoleras av ett 120 mm tjockt lager av mineralull som omges av aluminiumplåt. I tanken råder atmosfärstryck. Förutom påfyllnings- och avtappningsrör är den utrustad med tryckavlastningsluckor (2×Ø600 mm), ventilerad avluftsöppning (öppen ventilation till scrubber), kylsystem, manlucka, anslutning för påfyllning av vatten för spädning i en nödsituation samt nivå- och temperaturlarm. Den största volym PAA som får lagras i tanken är 125 m³. Då tankens totala volym är 280 m³ är det alltid minst en överskottsvolym på 155 m³. Detta extra utrymme ska säkra att det alltid finns möjlighet att späda innehållet till åtminstone dubbla volymer.

PAA är mycket känsligt för höga temperaturer. Temperaturen är mycket avgörande för sönderfallshastigheten hos PAA, och sönderfall medför syrgas- och värmeutveckling. Sönderfall kan också initieras av kontaminerande ämnen. För mer utförlig information om PAA se appendix I. För att förhindra att kritiska temperaturer uppkommer i vätskan hålls temperaturen nere vid -5°C med hjälp av ett kylsystem. Detta kylsystem består av en värmeväxlare med två separata rörsystem. Det ena systemet utgörs av en ledning som leder PAA direkt från tanken via en pump till värmeväxlaren och sedan tillbaka in i tanken. I samband med insprutningen i tanken får vätskan passera ett fördelarmunstycke som säkrar att den nedkylda vätskan fördelas jämnt i tanken. Det andra rörsystemet leder kylvatten, med en temperatur av -8°C, från en kylmaskin in i värmeväxlaren och sedan tillbaka till kylmaskinen. Flödet genom värmeväxlaren är 15 m³ per timme. Kylsystemet är dimensionerat för att klara vätsketemperaturer upp till 40°C. Om temperaturen i vätskan överstiger denna temperatur räcker ej kylmaskinen till för att förhindra ytterligare temperaturhöjning och sönderfall.

⁸ Perättiksyra förkortas i texten till PAA (eng. Peracetic Acid).



Figur 12. Principskiss över PAA-tank och värmeväxlare.

Om kylmaskinen skulle haverera finns det möjlighet att koppla in en slang på systemet och tillföra kylvatten från en extern pump eller från industrivattennätet. Det finns också möjlighet att tillföra vatten direkt in i tanken för att späda ut innehållet och på så sätt begränsa eller förhindra spontan sönderfall. En mindre öppning på toppen av tanken förhindrar långsam tryckupbyggnad i tanken. Då avgaserna från tanken kan vara brännbara ventileras dessa via en ventilationshuv bort till ett luftreningssystem. Vid mycket snabb tryckupbyggnad finns två stycken tryckavlastningsluckor på toppen av tanken. Dessa luckor har en diameter på 600 mm vardera vilket ger en total tryckavlastningsarea på 0,57 m².

För att förhindra att tanken fylls mer än vad som är tillåtet är den utrustad med nivåarm och nivåkännare. Den är också utrustad med temperaturindikering.

Beräkningsförutsättningar

En brand i den intilliggande träbyggnaden kan utsätta PAA-tanken för stark värmestrålning. Uppskattning och beräkningar av brandstorlek och värmestrålning samt bedömningar av följderna av denna brand har genomförts och redovisas nedan. Orsak till branden har ej utretts närmare i denna undersökning. I samband med beräkningarna har många antaganden och begränsningar gjorts. Antagna värden har avsiktligt valts på sådant sätt att de beräknade tiderna och temperaturerna ger ett något värre fall än vad som kan förväntas.

Tankens kylsystem antas vara ur funktion eller avstängt under hela förloppet och initialtemperaturen på PAA-lösningen är 0°C (normal temp. -5°C, se ovan.). Branden pågår oavbrutet i två timmar och strålningen är konstant under hela denna tid. Beräkningarna påbörjas då branden är fullt utvecklad. Inga åtgärder vidtas för att kyla tanken eller dess innehåll.

Den avgivna strålningsintensiteten från den brinnande träbyggnaden har antagits till 170 kW/m² /23/. Detta värde används oftast vid dimensionering av avstånd mellan byggnader med avseende på brandsäkerhet. Hela huset antas brinna vilket gör att hela fasaden som vetter mot tanken avger strålning. Synfaktorn för en diskret punkt på tanken beräknas enligt metoden i appendix IV. Den största synfaktorn som beräknats för någon punkt på tanken blir med denna metod $\phi = 0,05375$ vilket ger en infallande strålning i denna punkt på 9,1 kW/m² (se appendix IX). Detta värde appliceras på hela den exponerade tankytan. Inga förluster antas förekomma i luftrummet mellan byggnaden och tanken så detta värde blir dimensionerande i de fortsatta beräkningarna. Tankens emissivitet antas vara $\varepsilon = 0,22$ /32/.

Modell för beräkning av värmeöverföring i tankväggen redovisas i kapitel 7 *Beräkningsmodell för energiberäkningar i perättiksyratank*. Beräkningar, utförda i programmet HSLAB /7/, kontrollberäkningar och ytterligare antaganden redovisas i appendix IX.

Resultat

De två modellerna kan ses som två ytterlighetsfall där det verkliga skedet torde ligga någonstans mitt emellan. Beräkningarna visar på mycket små temperaturhöjningar och låga energiflöden in i PAA-lösningen. I beräkningarna har strålningsintensiteten mot tanken varit konstant under hela tidsförloppet på 1-2 timmar. Det är mycket osannolikt att en brand i byggnad 185 kan avge denna strålning under så lång tid varför de erhållna temperaturerna är högre än vad som kan förväntas.

Temperaturhöjningen i PAA-lösningen är i princip försumbar då den ligger på cirka 0,5-3°C för de två modellerna. Även energiflödet in i PAA-lösningen i modell 1 ($q''_{\max}=70 \text{ W/m}^2$) kommer inte att medföra någon märkbar temperaturhöjning i densamma.

Kontrollberäkningar utförda med hjälp av energibalanskvationer ger ett resultat som skiljer sig något från datorberäkningarna. Emellertid är dessa kontrollberäkningar inte helt jämförbara med datorberäkningarna då de inte tar hänsyn till transienta tillstånd, etc. Dessutom bortser kontrollberäkningarna från aluminiumplåten och behandlar endast mineralullen.

Trots att kontrollberäkningarna ger ett något värre fall med lite högre temperaturstegring i tanken så är det fortfarande ingen fara för kritiska förhållanden. Temperaturen på tankväggens insida beräknas till 13°C efter drygt 1½ timma.

Slutsats

En brand i byggnad 185 kommer inte att medföra någon risk för höga temperaturer eller tankhaveri av PAA-tank (205-6111C). Detta trots att kylsystemet ej är i funktion.

Andra delar av lagrings- och påfyllningssystemet, till exempel avluftningsöppning eller avledningsrör till påfyllningstapp, kan dock vara föremål för större risker vid en eventuell brand. Beräkningar är ej utförda på dessa delar av systemet, men för att utförda beräkningar på tanken skall vara giltiga krävs det att anslutningsledningarna och öppningar också är skyddade mot värmepåverkan och strålning.

Dessa slutsatser är baserade på resultat av beräkningar som innehåller en del osäkerheter. Det är mycket viktigt att vara medveten om dessa osäkerheter vid en värdering av resultaten. Beräkningsmodellen är uppdelad i två skilda modeller och ingen av dessa är validerade mot fullskaleförsök. En del av de ingående parametrarna kan dessutom variera något. Emellertid ger resultaten en så god marginal att risken för kritiska förhållanden bör anses som mycket liten vid detta scenario.

15. Trovärdighetsskada

Eka Chemicals kan med sitt geografiska läge få stora problem vid en olycka som medför ett större utsläpp eller på annat sätt påverkar omgivningen utanför fabriksområdet (se kartbilder i appendix X). Bohus samhälle ligger endast ett par hundra meter från den gasoltank som behandlas i kapitel 11. Göta älv, som är en av Sveriges större älvar och dessutom används som färskvattenkälla för större delen av Göteborgs Stad, utgör fabriksområdets västra gräns. Två större motortrafikleder, E6 och riksväg 45, och en av de större järnvägsbanorna, Bergslagsbanan, passerar fabriken på mycket nära håll. Göta älv-dalen är ett mycket intressant område ur miljö- och naturskyddssynpunkt med bland annat ett mycket rikt fågelliv. Ett par hundra meter nordväst om fabriksområdet är ett mindre fågelreservat beläget.



Bild 12. Utsikt söderut över Göta älv och anläggningen. Bilden är tagen från Jordfallsbron.

Koncernen Akzo Nobel, där Eka Chemicals ingår, är en stor internationell och väletablerad koncern. Eka Chemicals är emellertid ett kemiföretag och har därmed en viss press på sig från allmänheten, då dessa industrier ofta placeras i facket ”potentiell miljöbov”. Olyckor som involverar farliga kemikalier tenderar att få mycket stor publicitet och plats i medias nyhetsbevakning. Respekten och rädslan för kemiska utsläpp är ofta mycket stor och ibland kanske oproportionerligt stor i dagens samhälle.

Eka Chemicals i Bohus var hösten 1997 utsatt för en större bevakning av lokal och i viss mån nationell press i samband med koncessionsförhandlingar angående fortsatt klortillverkning på anläggningen. En omfattande artikelserie i en av Göteborgs största dagstidningar behandlade turerna kring klortillverkningen och övrig verksamhet vid anläggningen i Bohus, både i nuläget och historiskt. I artiklarna framställs klortillverkningen som mycket miljöfarlig, där bland annat kvicksilver släpps ut i avloppsvattnet. Trots att det endast är Eka Chemicals klortillverkning som ifrågasatts kan detta leda till att även andra produktionslinjer inom företaget erhåller ett lägre förtroende från allmänheten.

Följder av Scenario VPU

Göta älv

Ett större utsläpp av en hälsoskadlig kemikalie, t.ex. arbetslösning från väteperoxidprocessen (Shellsol AB), som leder till läckage ner i Göta älv kan resultera i stora konsekvenser för Göteborgs stad. Lärjeholm, där vattenintaget för stadens huvudsakliga vattenförsörjning är beläget, ligger cirka 10 km nedströms Eka Chemicals. Det vatten som hämtas här skall försörja cirka 500 000 personer i Göteborg med omnejd.

Vid det tänkta olycksscenariot läcker arbetslösning ut på marken. Bekämpning av den uppkomna branden kan förväntas kräva stora mängder släckvatten, som riskerar att skölja med arbetslösning ner i dagvattenbrunnarna. Dessa brunnar finns på hela anläggningsområdet. Dagvattensystemet mynnar direkt ut i Göta älv.

Älvtvattnet kommer att kontamineras av arbetslösningen. Shellsol AB är mycket farligt för det marina livet vilket medför en allvarlig miljöpåverkan på grund av utsläppet /5/ /36/. Vattnet kan dessutom anses otjänligt som dricksvatten vilket betyder att vattenintaget vid Lärjeholm nu är hotat och snarast bör stängas. Om denna åtgärd utförs innan det förorenade vattnet nått intaget så är det största hotet avvärjt. Dricksvattenförsörjningen till Göteborg måste nu ske med hjälp av de reserver som finns. Dessa utgörs först och främst av Delsjön. Enligt uppgifter från Olof Bergstedt på VA-verket i Göteborg kan Delsjön klara försörjningen under tre veckors tid. Eftersom Delsjöområdet är ett flitigt utnyttjat fritidsområde påpekar han dock att redan efter cirka två dygn har vattennivån sänkts så pass mycket att reaktioner från allmänheten kan väntas.

Det värre scenariot, att vattenintaget inte stängs i tid, kan i allra värsta fall medföra att vattenförsörjningsnätet blir kontaminerat. Detta skulle kräva mycket omfattande saneringsåtgärder och dricksvattendistributionen skulle under tiden få lösas med hjälp av provisoriska vattenstationer.

Allmänhetens och medias reaktioner vid ovanstående förlopp kan förväntas bli starka. Spekulationer om dricksvattnets kvalitet och människors oro inför den fara som de anser sig utsatta för, även om vattenintaget stängs i tid, kan medföra en allvarlig skada på förtroendet för Eka Chemicals. Tillgången på rent vatten och tillgängligheten av detta är en självklarhet i samhället idag. En rubbning av detta blir mycket påtagligt för alla berörda. Den personliga integriteten blir även den i viss mån kränkt då konsekvenserna av olyckan når ända in i människors hem.



Bild 13. Utsikt söderut från VPU. Till vänster riksväg 45 och Bergslagsbanan och till höger Göta älv. Cisternen är en katastrofdamm för uppsamling av kemikalier och kontaminerat vatten.

Bohus samhälle

Vid den brand som uppkommer i samband med utsläppet av arbetslösningen hotas den närmaste omgivningen runt anläggningsområdet av bland annat giftig rök och skador i samband med en eventuell explosion. Den brinnande arbetslösningen producerar stora mängder tjock svart rök. Denna rök kommer troligen spridas i riktning mot bostadsområdena och Bohus centrum då den förhärskande vindriktningen i området är västlig. Dessutom drabbas Bergslagsbanan, riksvägen och Jordfallsbron av röken vilket troligen medför att dessa måste stängas för trafik. Utrymning av de närmaste bostäderna, bland annat ett servicehem för äldre, kan också bli aktuell. Föreligger dessutom risk för att gasoltanken eller andra närliggande tryckkärl skall explodera utökas riskområdet ytterligare.

Det tänkta brandscenariot antas pågå under relativt kort tid varför några större evakueringsåtgärder inte behöver vidtagas. Människor som på grund av förgiftningsrisken måste vistas inomhus under brandförloppet kan dock förväntas påvisa lindriga psykiska stressreaktioner i efterhand. Om risk för tankexplosion föreligger kan större evakuering under en längre tid bli aktuell, vilket medför en mer påtaglig konsekvens för de hotade.

Det förtroende som Eka Chemicals har byggt upp hos lokalbefolkningen under en mycket lång tid kommer sannolikt att lida stor skada av ett så allvarligt hot att evakuering krävs. Den fortsatta verksamheten kommer förmodligen att kraftigt ifrågasättas från lokala håll.

Förslag till åtgärder

Den viktigaste åtgärden, från Eka Chemicals sida, vid en större olycka är att snabbt nå ut med utförlig och saklig information. Detta både för att nödvändiga åtgärder snabbt skall kunna vidtagas och för att lugna allmänheten. Det krävs också goda kommunikationer med räddningsledning, kommunala funktioner och myndigheter. För att detta skall fungera krävs därför en välplanerad katastrofplan för Eka Chemicals.

En annan viktig åtgärd är att dagvattenssystemet på produktionsområdet bör byggas om så att direktanslutningen till Göta älv kan stängas av vid ett eventuellt utsläpp. Istället för att gå ut i älven skall kontaminerat dagvatten kunna ledas/pumpas till katastrofcisternen på området.

16. Referenser

- /1/ **Analytisk lösning av värmeledningsekvationen.** Institutionen för brandteknik, Lunds Tekniska Högskola, Lunds Universitet 1990.
- /2/ **Brandskydd-Boverkets byggregler-teori & praktik.** Brandskyddslaget och LTH-Brandteknik, Sverige 1994. ISBN 91-630-2875-1
- /3/ Brodén, Å. **Varuinformationsblad om Perättiksyra.** Eka Chemicals, Bohus 1996.
- /4/ Çengel, Y. A., Boles, M.A. **Thermodynamics - An Engineering Approach.** USA 1994 ISBN 0-07-113249-X
- /5/ **Data sheet - Solvents - Shellsol AB.** 4th edition. Shell Chemicals 1997. IS 2.5.3.
- /6/ Drysdale, D. **An Introduction to Fire Dynamics.** UK 1985. ISBN 0-471-90613-1
- /7/ Eker J. och Vlachos S. **HSLAB** version 2.0. Datorprogram. Swedish defence research est Sverige 1991.
- /8/ **Farligt Gods, kort 471.** Svenska Brandförsvarsföreningen, Stockholm 1993.
- /9/ Fisher, S. et al. **Vådautsläpp av brandfarliga och giftiga gaser och vätskor.** Försvarets Forskningsanstalt, Stockholm 1996. FOA-D--95-00099-4.9--SE
- /10/ **GASOL.** version 1.0 b. Datorprogram. Statens Räddningsverk 1996.
- /11/ **Guidelines for Chemical Process Quantitative Risk Analysis.** American Institute of Chemical Engineers, USA 1989. ISBN 0-8169-0402-2
- /12/ **H₂O₂ - En handbok om väteperoxid och dess hantering.** Eka Nobel AB 1995.
- /13/ Hamilton, G. **Risk Management 2000.** Studentlitteratur, Lund 1997. ISBN 91-44-00082-0
- /14/ Hodgkinson, Peter E. **Environmental Poisoning - Psychological Reactions.** Disaster Management. Vol. 4. No. 1. 1991. ISSN 0953-4962.
- /15/ Holman, J. P. **Heat Transfer.** International student edition, Singapore 1986. ISBN 0-07-Y66459-5
- /16/ Internet Website. http://www.westnet.se/cgi-bin/wasp2.0.cgi/wasp_gbgmap. December 1997.
- /17/ Jacobsson, A. **Processsäkerhet.** AJ Risk Engineering AB, Sverige 1990.
- /18/ Jönsson, R. Institutionen för Brandteknik, Lunds Tekniska Högskola, Lunds Universitet 1997. Private communication.
- /19/ Karlsson, H. T. Prof. Institutionen för Kemisk Teknologi, Lunds Tekniska Högskola, Lunds Universitet 1997. Private communication.
- /20/ Kanury. **Introduction to combustion phenomena.** 1984. ISBN 0677026900
- /21/ Kletz, Trevor A. **Risk - two views: the public's and the experts'.** Disaster Prevention Management. Vol 5. No 8. 1996. ISSN 0965-3562.
- /22/ Langesten, B. **Hållfasthetslära. Tillämpning på trä och stål.** Liber, Stockholm 1988.

INDUSTRIERAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
KAPITEL 16. REFERENSER

ISBN 91-634-1238-7

- /23/ Law, M. **Heat Radiation from Fires and Building Separation**. Fire Research Technical paper No. 5. Departement of Scientific and Industrial Research etc., London 1963.
- /24/ Lemoff, T. C. **Liquified Petroleum Gases Handbook**. 2nd edition. National Fire Protection Association, USA 1989. ISBN 0-87765-360-7
- /25/ Magnusson, S-E., Pettersson, O., och Thor, J. **Brandtekniskt dimensionering av stålkonstruktioner**. Stålbyggnadsinstitutet SBI, Stockholm 1974.
- /26/ Mörtstedt, S-E. **Data och Diagram**. Läromedelsförlagen. Stockholm 1970.
- /27/ Perry, R. H., Green, D. W. **Perry's Chemical Engineers' Handbook**. Singapore 1984. ISBN 0-07-Y66482-X
- /28/ Persson, H. Eka Chemicals, Bohus 1997. Private communication.
- /29/ Pettersson, O., och Ödeen, K. **Brandteknisk dimensionering. Principer, underlag , exempel**. Liber, Stockholm 1978. ISBN 91-38-04113-8
- /30/ Pitts, D. R., Sissom, L. E. **Theory and problems of Heat Transfer**. USA 1977. ISBN 0-07-050203-X
- /31/ **Säkerhetsredovisning - Stora olyckor för Eka Nobel AB, Bohus**. Eka Chemicals, Bohus 1995.
- /32/ **SFPE Handbook of Fire Protection Engineering**. National Fire Protection Association, USA 1995. ISBN 0-87765-354-2
- /33/ Shebeko, Yu U. **Some aspects of fire and explosion hazards of large LPG storage vessels**. Journal of Loss Prevention in the process industries. Vol. 8. No. 3. UK 1995. 0950-4230(95)00011-9
- /34/ **Kemikontorets skyddsblad - Gasol**. Kemikontorets förlag AB.
- /35/ **Tryckkärlsnormer**. Tryckkärlskommissionen, Stockholm 1987. ISBN 91-85254-00-2
- /36/ **Varuinformation- Shellsol AB**. Shell Chemicals Europé, 1996.
- /37/ **Varuinformationsblad om Väteproxid**. Eka Nobel AB, Bohus 1995.
- /38/ Weast, R. C. **CRC Handbook of Chemistry and Physics**. 58th edition. CRC Press Inc., USA 1978. ISBN-0-8493-0458-X

APPENDIX

- I. Produktinformation
- II. Laboration på arbetslösningen
- III. Beräkningar av massflöde från
 arbetslösningen
- IV. Beräkningar till stöd för andra
 beräkningar
- V. Beräkningar med hjälp av dator
- VI. Gasolberäkningar
- VII. Överslagsberäkning av rörgatans
 bärighet vid brandpåverkan
- VIII. Beräkningar på stumfyllt filter
- IX. Beräkningar på perättiksyrtank
- X. Kartor och ritningar

APPENDIX I. Produktinformation

Väteperoxid, VP

UN-nr: 2014
ADR-klassning: Klass 5.1
Kemisk formel: H_2O_2

Väteperoxid har starka oxidationsegenskaper och används bland annat som blekmedel inom massaindustrin. Då den har låg giftighet och nedbrytningsprodukterna, vatten och syrgas, är ofarliga är användningen utbredd även inom den kemiska industrin, i metallindustrin och i miljösammanhang. Den används i dessa sammanhang bland annat vid tillverkning av organiska peroxider, vid polering och rening av metaller och i vattenrening. Väteperoxid har även desinficerande och baktericida egenskaper.

Väteperoxid framställs utav vätgas [H_2] och syrgas [O_2]. Vid Eka Chemicals i Bohus tillverkas väteperoxid med hjälp av den så kallade antrakinonmetoden. I korthet innebär denna att man först tillsätter vätgas och sedan syrgas till en arbetslösning. Vätetillförseln kallas hydrering och syretillförseln oxidering. Arbetslösningen, antrakinoner lösta i organiska lösningsmedel, förbrukas ej i processen utan används bara som ett verktyg för att möjliggöra väteperoxidframställningen. Den ena beståndsdelen, vätgas, erhålls dels från andra processer inom området (kloralkalifabriken) och dels från separat framställning ur Gasol (Gasol Propan 95) i en så kallad Steamreformer. Syrgasen som används vid oxidationen utgörs av luftens syre. Processen redovisas i form av ett blockschema i appendix X.

Vid extraktionen, då väteperoxiden skiljs från arbetslösningen, tvättas den färdiga väteperoxiden ur lösningen med jonbytt vatten. Den 40-procentiga väteperoxidlösningen filtreras, tvättas, stabiliseras och därefter indunstas den till leveranskoncentrationer (35, 50 och 70%). Slutligen stabiliseras lösningen för leverans och lagring, dessutom justeras pH-värdet.

Årligen tillverkas cirka 33 000 ton vid Eka Chemicals anläggning i Bohus (okt. 1997).

Väteperoxid är mycket känsligt för föroreningar, värme, ljus och förändringar av pH-värdet. Vid störningar uppstår sönderdelning med en kraftig värmeutveckling och syrgasavgivning. Redan mindre föroreningar av vissa metallsalter ger upphov till ett snabbt sönderfall, som benämns homogen sönderdelning. Då väteperoxid kommer i kontakt med olösliga material uppstår istället heterogen sönderdelning. Vid denna deltar endast väteperoxiden men även här kan ett snabbt förlopp föreligga. Kraftiga reaktioner uppstår även då väteperoxid kommer i kontakt med alkaliska (pH-höjande) ämnen och organiska ämnen. Vid kontakt med organiska lösningsmedel kan mycket känsliga, explosiva blandningar uppkomma. Lösningar med mycket höga koncentrationer av väteperoxid (>70%) kan ge upphov till explosiv väteperoxidgas. Brännbara material antänds spontant vid kontakt med väteperoxid.
/12/ /37/ /31/

Shellsol AB

UN-nr: 3082
ADR-klassning: Klass 9
Kemisk sammansättning: Aromatiskt lösningsmedel $C_{10}-C_{11}$

Shellsol AB är ett produktnamn för ett lösningsmedel baserat på aromatiska kolväten. Shellsol AB ingår som största beståndsdelen i arbetslösningen som används i tillverkningsprocessen av VP vid Eka Chemicals. Molekylstrukturen består av små aromater som huvudsakligen ligger i området $C_{10}-C_{11}$. Ämnet är klassat som hälsoskadligt och miljöfarligt, då särskilt för vattenmiljö och vattenorganismer. Shellsol AB är också brännbar med en flampunkt på 62°C och ett förbränningsvärme (Heat of combustion) på 41 MJ/kg. Lösningsmedlet reagerar med starka oxidationsmedel.

I samband med väteperoxidtillverkning används Shellsol AB och förekommande kvantitet på området uppgår till 545 m³. Detta hanteras främst i slutna process. /5/ /31/ /36/

Perättiksyra, PAA

UN-nr: 3119
ADR-klassning: Klass 5.2
Kemisk formel: CH_3COOOH

Perättiksyra, fortsättningsvis benämnt PAA, är en starkt frätande, oxiderande och brandfarlig kemikalie som produceras vid Eka Chemicals i Bohus. Den så kallade strukturformeln för den aktiva komponenten skrivs CH_3COOOH och de vanligaste användningsområdena är som desinfektionsmedel i livsmedelsindustrin, oxidationsmedel i kemisk industri och blekmedel för pappersmassa.

PAA är löslig i vatten och hanteras därför som en vattenlösning. Kokpunkten för 25 procentig PAA-lösning är 110°C och flampunkten ligger på cirka 70°C.

PAA är en instabil förening som sönderdelas exotermt till ättiksyra och syrgas vid uppvärmning /28/ samt vid kontakt med vissa tungmetaller och salter av dessa metaller. Koncentrerad syra eller alkali, reducerande ämnen, smuts, aska eller rost kan också orsaka spontant sönderfall. Vid kontakt med klorider uppstår en våldsam reaktion under bildning av klorgas. Om värmeutbytet med omgivningen är begränsat accelereras sönderfallet.

Eftersom PAA är mycket instabil krävs det stor försiktighet vid hantering av denna. Tankar, rörsystem och processutrustning måste hållas mycket rena och temperaturen på lösningen måste ständigt vara under kontroll. Fortsatt sönderfall och värmeutveckling i samband med sönderfall begränsas bäst genom kraftig spädning med vatten och kontinuerlig kylning.

Vid brand i PAA föreligger ofta risk för övertryck och kärlsprängning. Brand kan medföra temperaturstegring och därigenom accelererat sönderfall. Vid sönderfall bildas syrgas vilket i sin tur kan medföra ett häftigare brandförlopp. Brand bekämpas bäst med finfördelat vatten.

Eka Chemicals i Bohus har kapacitet för att tillverka ungefär 3000 ton PAA per år. Tillverkningen sker genom reaktion av ättiksyra och väteperoxid. Det förvaras cirka 20 ton perättiksyra på området. /3/ /31/

Gasol Propan 95

UN-nr: 1965
ADR-klassning: Klass 2
Kemisk formel: C_3H_8

Gasol, som är samlingsnamnet för gasblandningar innehållande propan, propen och butan, framställs ur petroleumråvara genom sk spaltning, varför det ofta på engelska benämns Petroleum Gas, och i kondenserad form Liquefied Petroleum Gas, LPG. Propan 95:s ungefärliga sammansättning är 96% (mol) av propan, 2% butaner, 1% etan och 1% pentaner.

Gasol används framför allt som bränsle i allt från fabriker till campingkök. Ett annat användningsområde, som är aktuellt vid Eka Chemicals i Bohus, är att framställa vätgas ur gasolen i en sk steamreformer.

Gasol är en färglös gas eller vätska. Dess kokpunkt är -42°C varför den främst förekommer som gas vid atmosfärstryck. Av utrymmesskal lagras och transporteras gasen kondenserad. Lagringstrycket är då omkring 5-8 bars övetryck (vid cirka 10-25°C). Tändpunkten för propan ligger mellan 430°C och 580°C, brännbarhetsområdet i luft är cirka 1-9% (vol.) och förbränningsvärmens är 50,5 MJ/kg.

Riskerna med gasol är att det är mycket brandfarligt, den kondenserade gasen mycket kall och dessutom kan inandning av gasen orsaka yrsel, illamående och kvävning genom brist på syre. /8/ /34/

APPENDIX II. Laboration på arbetslösningen

Försöksutförande

Två oberoende försök, då arbetslösning förbrändes i laboratorium, utfördes i Lund den 27-28 oktober 1997. Förbränningen utfördes under en speciell ventilationshuv försedd med mätutrustning i rökgaskanalen (se RHR nedan). Båda försöken omfattade en liter arbetslösning. Vid det första försöket användes ett cirkulärt förbränningskärn med diametern 0,20 meter. Här mättes förutom samtliga mätningar i mätluven även massflöde från vätskan, flammans temperatur och temperaturfördelningen i den brinnande vätskan cirka 1-2 cm från kärnets botten. Flammans temperatur mättes med hjälp av ett termoelement placerad ungefär mitt i den cirkulära ytans centrum och på en höjd av ungefär en kärndiameter ovanför vätskeytan. Mätningen av temperaturfördelningen i vätskan utfördes med hjälp av sex stycken termoelement placerade i höjddled på ett avstånd av 2 millimeter från varandra. Massflödet från vätskan mättes genom att kärlet var placerat på en våg på vilken massförlusten direkt kunde avläsas. I det andra försöket utökades kärldiametern till 0,3 meter. Samtliga mätningar utom vätskans temperaturfördelning utfördes även i detta försök. Se bild 14.

Genomförande och iakttagelser

Arbetslösningen antändes med hjälp av en propanlåga riktad mot vätskeytan. Då vätskan var rumstempererad ($\approx 20^{\circ}\text{C}$) var den relativt svårantändlig och måste utsättas för öppen låga i cirka en halv minut. I processen på Eka Chemicals håller dock arbetslösningen en temperatur på ungefär 55°C . Lågan var mörkt gulfärgad med stora inslag av sot. Kärlets kanter och det termoelement som var placerat i lågan för att mäta flamtemperaturen blev snabbt täckta av ett tjockt sotlager. Rökgaserna var svarta och relativt tjocka med en frän lukt. Efter försökets slut kunde en 2 millimeter tjock svart skorpa iakttagas i kärlets botten. Denna skorpa hade dessutom "jäst" upp så att det fanns hålrum och bubblor i den. Även skorpan hade en stark karaktäristisk lukt. Flamhöjden uppmättes visuellt till 0,35 m vid det första försöket ($\varnothing_{\text{kärn}}$ 0,20 m) och 0,65 m vid det andra försöket ($\varnothing_{\text{kärn}}$ 0,30 m).



Bild 14. Uppställning vid försöksutförandet. Jämför kärlet före (vänster) och efter (höger) försöket. Det bildades mycket sot vid förbränningen av arbetslösningen.

Densitet

Densiteten mättes genom att väga $1,0 \text{ dm}^3$ av arbetslösningen. Massan avlästes med en noggrannhet av tiondels gram och uppmättes då till 932,1 g. Densiteten på arbetslösningen beräknas alltså till $932,1 \text{ kg/m}^3$.

Flampunkt

Vätskans flampunkt uppmättes ej efter en standardiserad metod då utrustning för detta ej fanns tillgänglig. Istället användes en mätutrustning bestående av en kokplatta, ett stålkärl, ett termoelement kopplat till en temperaturmätare och en gnistalstrare (se bild 15). Gnistalstraren med en utgående spänning på 10 000 volt användes för att erhålla en momentan gnista, för att antända eventuella brännbara gasblandningar. En liter arbetslösning hölls i stålkärl med diametern 20 centimeter. Nedsänkt i vätskan placerades ett termoelement som ej stod i kontakt med kärlets väggar eller botten. Den rumstempererade arbetslösningen värmdes långsamt upp ($\approx 0,1^\circ\text{C/s}$) tills dess att en gnista kunde antända gaserna cirka 0,5 cm från vätskeytan. Gnistalstraren aktiverades varje gång termoelementet redovisade en temperaturhöjning på 1°C .

Försöket gav en flampunkt på cirka 85°C .



Bild 15. Försöksuppställning för bestämning av flampunkt.

RHR

För att mäta RHR (Rate of Heat Release) eller den avgivna värmeeffekten uttryckt i Watt, krävs en speciell utrustning. Denna utrustning har till uppgift att analysera de rökgaser som bildas då ett ämne förbränns, och består av en uppsamlande huv som leder samtliga rökgaser in i en rökgaskanal, där mätinstrumenten är placerade. I rökgaskanalen mäts massflödet, rökgasernas optiska täthet, temperatur och sammansättning av O_2 , CO_2 och CO .

Genom att mäta syrgasförbrukningen kan den utvecklade effekten beräknas. Detta genom att den energi som utvecklas då ett kilogram syre förbrukas i en förbränning är ungefär densamma ($13,1 \text{ MJ/kg}$) för de flesta bränslen /32/. Syrgasförbrukningen bestäms genom att mäta skillnaden mellan syrgaskoncentrationen i omgivande luft och koncentrationen i rökgaskanalen samt volymflödet i kanalen.

RHR betecknas $\dot{Q}$ och beräknas enligt:

$$\dot{Q} = 17,2 \times (X_{O_2}^o - X_{O_2}^s) \times \dot{V}_{298} \alpha$$

där

$\dot{Q}$ = Effektutveckling [MW]

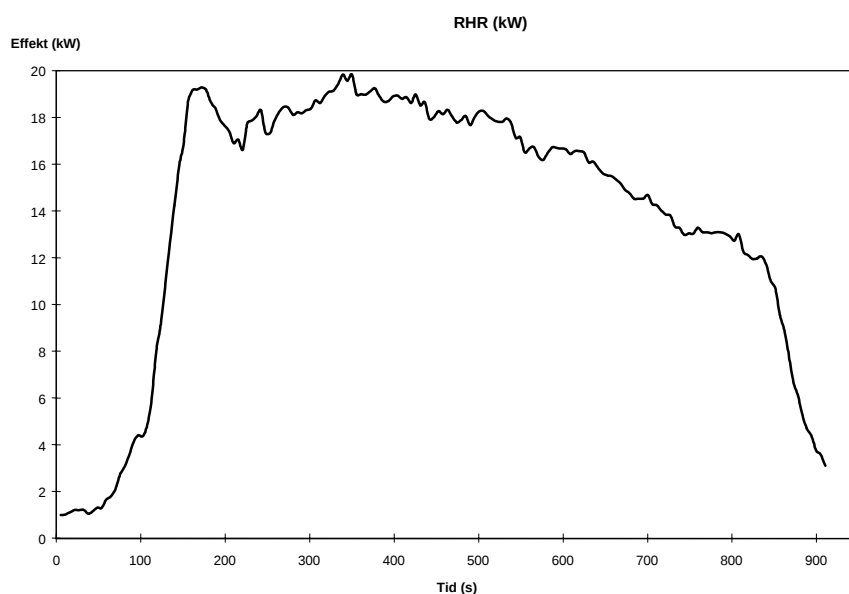
$X_{O_2}^o$ = Vol% syrgas i den omgivande luften

$X_{O_2}^s$ = Vol% syrgas i rökgaskanalen

$\dot{V}_{298}$ = Volymflödet i kanalen vid 25°C och 1 atm. [m³/s]

α = Expansionsfaktor för den luft som förlorat sitt syre $\approx 1,1$

I uttrycket försummas inverkan av ofullständig förbränning och vattenångans inverkan på volymflödet.



Figur 13. RHR för arbetslösningen. Kärldiameter $\varnothing=0,3$ m.



Vid försöken var mätutrustningen kopplad direkt till en dator som var programmerad för att kunna beräkna bland annat RHR och resultatet erhöles både i tabellform och som en kurva i ett diagram.

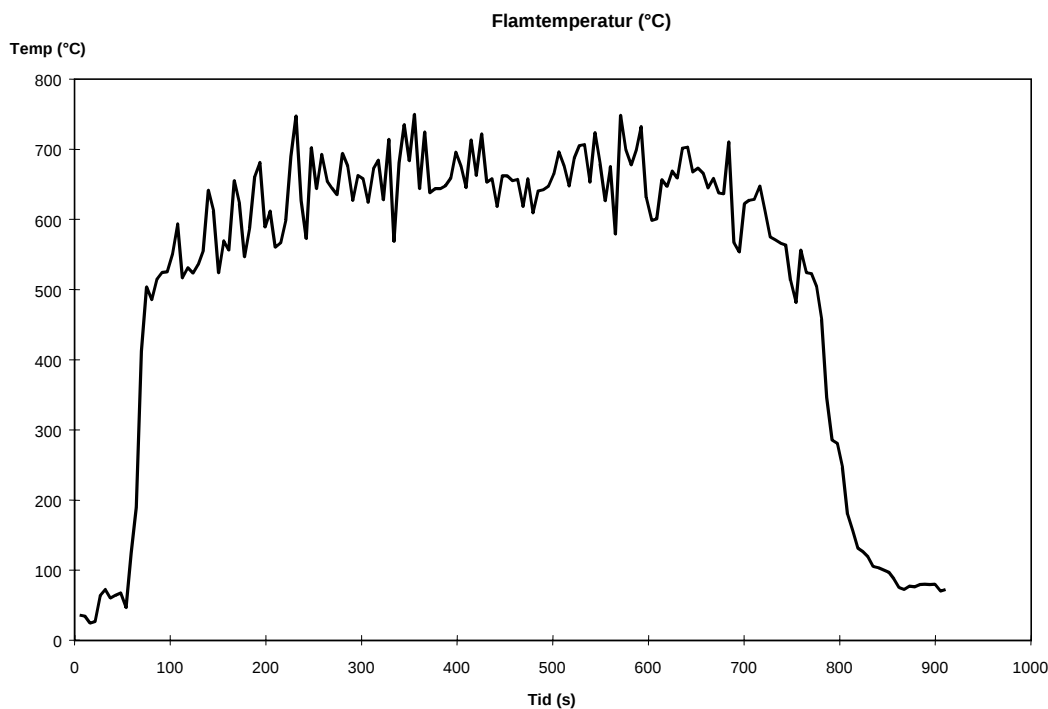
Figur 13 visar den utvecklade effekten då ett kärl med diametern 30 cm användes.

Medelvärde av effektutvecklingen per areaenhet har dock beräknats med hjälp av massförlustberäkningarna redovisade i appendix III. Det beräknade medelvärdet av effektutvecklingen (RHR) för stora⁹ poolbränder uppgår till 378 kW/m².

Bild 16. Mätutrustning och dator vid laborationen, här opererat av Mattias Delin.

Flamtemperatur

Flamtemperaturen ungefär mitt i flamman mättes med ett termoelement och redovisas som en kurva i figur 14. Mätningen utfördes således endast i en mät punkt. Stora variationer i mätresultatet samt att mätningen stördes av kraftig sotansamling på termoelementet (se bild 14) medför att inget säkert värde på flamtemperaturen kan anges. Flamtemperaturen tycks dock ligga i området 600°C -700°C.



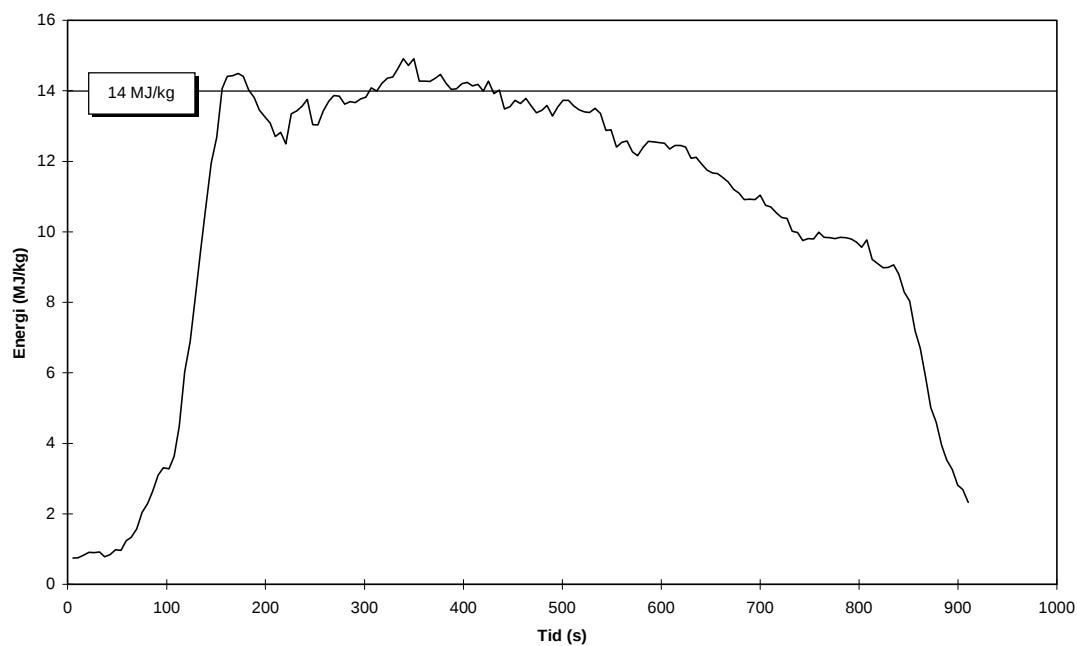
Figur 14. Flamtemperatur vid förbränning av arbetslösning

⁹ Stor poolbrand Ø > 1,5 m

Effektiv förbränningsvärme ($\chi \cdot \Delta H_c$)

Det effektiva förbränningsvärdet för arbetslösningen beräknas med hjälp av mätresultaten från laborationen. De mätningar som behövs är massförlust och utvecklad effekt varvid beräkningen kan skrivas

$$[\chi \cdot \Delta H_c] = \frac{RHR_{30}}{\text{Effektiv förbränningsvärme (MJ/kg)}}$$



Figur 15. Effektivt förbränningsvärme för arbetslösning enligt försök.

Resultatet har erhållits som en kurva enligt figur 15 och en approximation på 14 MJ/kg har antagits. Detta värde har använts vid brandberäkningarna.

APPENDIX III. Beräkningar av massflöde från arbetslösningen

Massflödet från en brinnande vätskeyta antas beroende av ytans diameter enligt:

$$m'' = m''_{\infty} (1 - e^{-k\beta D}) \quad \{I\} \quad /6/$$

där

$$m'' = \text{massflöde från vätskeytan vid pooldiametern } D \text{ [kg/m}^2\text{s]}$$

$$m''_{\infty} = \text{massflöde från vätskeytan vid en oändligt stor pooldiameter [kg/m}^2\text{s]}$$

$$k\beta = \text{materialkonstant [m}^{-1}\text{]}$$

$$D = \text{pooldiameter [m]}$$

Vid förbränningsförsök på arbetslösningen från VP-processen på Eka Chemicals, avlästes viktninskningen var femtonde sekund under ett par minuter. Då viktninskningen var relativt konstant kunde värden på massflödet från ytan för två olika pooldiametrar bestämmas. Dessa värden stämde mycket bra överens med de medelvärden som erhöles från datormätningarna utförda under hela försökstiden.

Vid en pooldiameter på 0,20 meter avlästes viktninskningen till 7 gram per femton sekunder. Beräkningar ger:

$$\text{Poolarea } A = \frac{0,20^2 \pi}{4} = 0,0314 \text{ m}^2$$

$$\frac{\Delta m}{\Delta t} = \frac{7}{15} \Rightarrow m = 0,467 \text{ g/s} \Leftrightarrow 28 \text{ g/min}$$

$$\Rightarrow m'' = \frac{28}{0,0314} = 891 \text{ g/m}^2\text{min}$$

Arbetslösningens densitet ρ uppmättes till $932,1 \text{ kg/m}^3$, vilket ger

$$m'' = 891 \cdot \frac{1}{932,1} \text{ g/m}^2\text{min} \times \text{m}^3/\text{kg} = 0,956 \text{ mm/min} \quad \{A\}$$

Då pooldiametern utökades till 0,30 meter avlästes viktninskningen till 20 gram per femton sekunder. Dessa beräkningar ger då:

$$\text{Poolarea } A = \frac{0,30^2 \pi}{4} = 0,0707 \text{ m}^2$$

$$\frac{\Delta m}{\Delta t} = \frac{20}{15} \Rightarrow m = 1,33 \text{ g/s} \Leftrightarrow 80 \text{ g/min}$$

$$\Rightarrow m'' = \frac{80}{0,0707} = 1131,8 \text{ g/m}^2\text{min}$$

Arbetslösningens densitet ρ är fortfarande $932,1 \text{ kg/m}^3$, vilket ger

$$m'' = 1131,8 \cdot \frac{1}{932,1} \text{ g/m}^2\text{min} \times \text{m}^3/\text{kg} = 1,214 \text{ mm/min} \quad \{B\}$$

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX III. BERÄKNINGAR AV MASSFLÖDE FRÅN ARBETSLÖSNINGEN

För att bestämma $k\beta$ och m''_{∞} sätts nu resultaten från de båda försöken in i ekvation I:

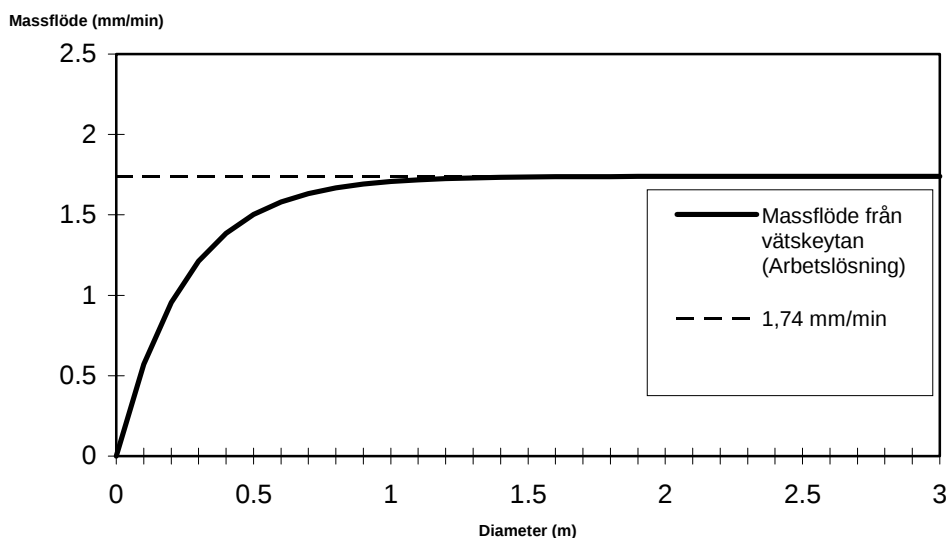
$$\{A\} \text{ ger: } 0,956 = m''_{\infty} (1 - e^{-k\beta \cdot 0,20}) \quad \{i\}$$

$$\{B\} \text{ ger: } 1,214 = m''_{\infty} (1 - e^{-k\beta \cdot 0,30}) \quad \{ii\}$$

$$\{i\} \text{ dividerad med } \{ii\} \Rightarrow \frac{0,956}{1,214} = \frac{(1 - e^{-k\beta \cdot 0,20})}{(1 - e^{-k\beta \cdot 0,30})} \Leftrightarrow k\beta = 3,98 \text{ m}^{-1} \quad \{iii\}$$

$$\{iii\} \text{ insatt i } \{i\} \Rightarrow 0,956 = m''_{\infty} (1 - e^{-3,98 \cdot 0,20}) \Leftrightarrow m''_{\infty} = 1,74 \text{ mm/min} \quad \{iv\}$$

Ekvation {I} tillsammans med {iii} och {iv} kan uttryckas grafiskt enligt figur 16.



Figur 16. Massflöde från vätskeytan vid förbränning av arbetslösning.

Kurvan visar att från pooler med arbetslösning med en diameter större än 1,5 meter blir massförlusten från en brinnande yta cirka 1,74 mm/min (=27 g/m²s) oavsett poolens storlek.

Detta värde kan jämföras med några kända bränslen. /6/

Bränsle	m''_{∞} (g/m ² s)
Arbetslösning, Eka Chemicals	27
Heptan	28
Etylen	27-33
Kerosen	49
Förbränningsolja	20,5
Bensin	44-53

Tabell 4. Massförlust vid förbränning.

Resultatet från ovanstående beräkningar har använts vid beräkningarna av dimensionerande brand för brandscenariot utanför väteperoxidfabriken.

APPENDIX IV. Beräkningar till stöd för andra beräkningar

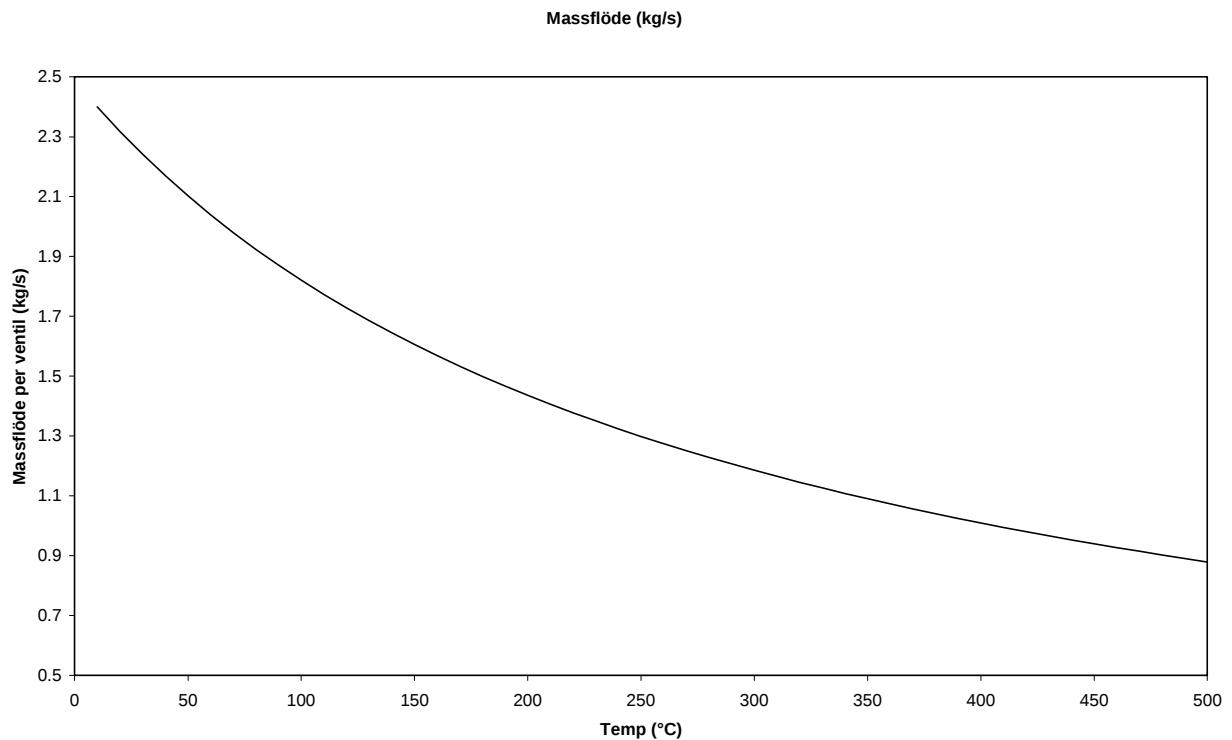
Vid flera beräkningar har utnyttjats andra beräkningar och approximationer. Dessa redovisas i detta appendix.

Säkerhetsventilernas kapacitet

Gasoltankens åtta säkerhetsventiler har en utsläppskapacitet som beror av trycket i tanken. För konstant tryck är denna kapacitet volymkonstant varför masskapaciteten således varierar med densiteten, som i sin tur beror av temperaturen. Summariskt kan alltså sägas att ventilernas kapacitet beror av gastemperaturen så länge trycket är konstant. Denna kapacitet har beräknats för övertrycket 15,5 bar med hjälp av datorprogrammet GASOL /10/, varefter denna kapacitets variation med gastemperaturen beräknats enligt:

$$m = m_0 \frac{T_{g0}}{T_g}$$

där de med noll indexerade storheterna är de som användes respektive erhöles vid beräkningarna i GASOL /10/.



Figur 17. Massflödet i varje säkerhetsventil för varierande gastemperaturer.

Konvektion

Med *konvektiv värmetransport* avses då värme transporteras med hjälp av ett rörligt media. Den värme som lämnar en brand via dess stigande plym är exempel på detta. Med *konvektiv värmeöverföring* avses då värme transporteras genom ett gränsskikt mellan två icke blandbara medier, t.ex. en vätska eller gas och ett fast material. Exempel på detta är då en het brandplym stryker utmed ett material och värmer detta.

Den konvektiva värmeöverföringen kräver en relativ rörelse mellan de två medierna. Denna rörelse kan antingen genereras av en yttre faktor, eller av själva uppvärmningen. Dessa fall kallas påtvingad respektive naturlig konvektion.

Den konvektiva värmeöverföringen beror av ett värmeövergångstal, h [kW/m² K], och temperaturskillnaden mellan de båda medierna ΔT [K], och beräknas:

$$q_c'' = h\Delta T \text{ [kW/m}^2\text{]}$$

Beroende på strömningens art och de inblandade ytornas geometri varierar de parametrar som avgör det konvektiva värmeövergångstalet h . Det vanligaste sättet att beräkna h är via definitionen av Nusselts tal Nu [-]:

$$Nu \equiv \frac{hl}{k}$$

där k är det strömmande mediets värmekonduktivitet [kW/mK] och l är längden på kontaktytan mellan medierna [m] eller annan karaktäristisk längd¹⁰.

Nusselts tal kan även beräknas med hjälp av ett antal dimensionslösa parametrar som i sin tur beror av strömningen och mediet.

Påtvingad konvektion

Vid påtvingad konvektion måste först bestämmas om strömningen är turbulent eller laminär intill ytan. Detta bestäms med hjälp av Reynolds tal Re [-]:

$$Re \equiv \frac{ul}{\nu}$$

där u är den relativa hastigheten mellan medierna (utanför gränsskiktet) [m/s] och ν är mediets kinematiska viskositet [m²/s]. Reynolds tal har en kritisk storlek för olika strömningssarter vid viken strömningen övergår från laminär till turbulent. Exempel på kritiska Reynolds tal är för strömning utmed en flat platta $3,2 \times 10^5$, en cylinder 5×10^5 och en sfär 3×10^5 . /20/

Reynolds tal används även vid beräkandet av Nusselts tal tillsammans med Prandtls tal Pr [-] som är specifikt för det strömmande mediet och varierar med dess temperatur.

Nusselts tal beräknas för de flesta fall enligt:

$$Nu = a + b Re^c Pr^d$$

där a , b , c och d är konstanter som beror av strömningens art och kontaktytans geometri. Storleken av dessa konstanter variation är stor vilket leder till att värmeöverföringen kan skilja mycket för olika ytor på samma objekt om dessa träffas olika av ett och samma gasflöde.

¹⁰Med karaktäristisk längd avses för strömningen karaktäristiska mått för olika geometrier. För en cylinder eller en sfär, som exempel, är diametern den karaktäristiska längden.

Prandtls tal kan antingen avläsas i tabeller eller beräknas enligt:

$$Pr = C_p \frac{\nu \rho}{k}$$

där ρ är mediets densitet [kg/m^3] och C_p är mediets värmekapacitivitet vid konstant tryck [J/kg K].

I de fall i detta arbete då h beräknats för påtvingad konvektion har denna beräknats med formlerna

$$h = \frac{0,57 \left(\frac{ul}{\nu} \right)^{1/5} Pr^{1/3} k}{x} \quad \text{då en het gasström träffar vinkelrätt mot en plan yta.}$$

$$h = \frac{0,332 \left(\frac{ul}{\nu} \right)^{1/2} Pr^{1/3} k}{x} \quad \text{då en het gasström flyter laminärt längs med en plan yta.}$$

$$h = \frac{0,664 \left(\frac{ul}{\nu} \right)^{1/2} Pr^{1/3} k}{x} \quad \text{då en het gasström flyter turbulent längs med en plan yta.}$$

$$h = \frac{0,93 \left(\frac{ul}{\nu} \right)^{1/2} Pr^{1/3} k}{x} \quad \text{då en het gasström träffar vinkelrätt mot en sfärisk yta.}$$

x är den sträcka utmed ytan konvektionen förekommit. /20/

Naturlig konvektion

Naturlig konvektion beror av att ett varmt media värmer ett flytande media som sätts i rörelse av den stigningskraft som uppkommer till följd av den densitetskillnad uppvärmningen medför. Denna strömning är alltid laminär och beror inte av Reynolds tal. Däremot beror den av Grashofs tal Gr [-] som beskriver kvoten mellan den uppåtstigande kraften, till följd av densitetskillnad, och den kraft det viskösa motståndet utgör.

$$Gr = \frac{gl^3(\rho_\infty - \rho)}{\rho \nu^2} = \frac{gl^3}{\nu^2} \left(\frac{T}{T_\infty} - 1 \right) /6/$$

(Det senare ledet möjliggörs av ideala gaslagen.)

där

g = gravitationsaccelerations konstanten, på våra breddgrader $9,81 \text{ m/s}^2$

l = karaktäristisk längd [m]

ρ_∞ = det strömmande mediets densitet utanför gränsskiktet [kg/m^3]

ρ = densiteten närmast kontaktytan [kg/m^3]

ν = kinematisk viskositet [m^2/s]

T_∞ = det strömmande mediets temperatur utanför gränsskiktet [K]

T = temperaturen närmast kontaktytan [K].

Även denna strömning har ett kritiskt värde. Detta är produkten $GrPr$ som inte bör överstiga 1×10^9 .

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX IV. BERÄKNINGAR TILL STÖD FÖR ANDRA BERÄKNINGAR

Nusselts tal beräknas vanligtvis enligt:

$$Nu = a + bGr^c Pr^d$$

där a , b , c och d är konstanter som beror av kontaktytans geometri.

I de fall i detta arbete då h beräknats för naturlig konvektion har denna beräknats med formlerna:

$$h = \frac{0,525 \left(\frac{gl^3}{\nu^2} \left(\frac{T}{T_\infty} - 1 \right) Pr \right)^{\frac{1}{4}} k}{x} \quad \text{vid strömning runt en cylinder.}$$

$$h = \frac{0,59 \left(\frac{g Pr x^3}{\nu^2} \left(\frac{T}{T_\infty} - 1 \right) \right)^{\frac{1}{4}} k}{x} \quad \text{vid uppvärmning utmed en vertikal yta.}$$

$$h = \frac{0,14 \left(\frac{gx^3}{\nu^2} \left(\frac{T}{T_\infty} - 1 \right) \right)^{\frac{1}{3}} Pr^{\frac{1}{3}} k}{x} \quad \text{vid uppvärmning vid en plan yta (ovansidan).}$$

l är här cylinderns diameter och x är den sträcka utmed ytan konvektionen förekommit. /20/

Beräkning av synfaktor

Vid beräkning av ett objekts exponering för strålning från ett annat objekt utnyttjas en *synfaktor* som anger hur stor del av den utstrålade energin som träffar objektet. Denna betecknas här ϕ och kan variera mellan 0 och 1. I detta arbete har valts en metod rekommenderad av FOA /9/ för större sammanhang, där det strålande objektet betraktas som plana ytor.

$$\begin{aligned}\phi_{\max} &= \sqrt{\phi_h^2 + \phi_v^2} \\ \phi_h &= \frac{1}{2\pi} \left[\arctan\left(\frac{1}{xr}\right) - A \cdot x \cdot \arctan A \right] \\ \phi_v &= \frac{1}{2\pi} \left[h \cdot r \cdot A \cdot \arctan A + \frac{B}{h \cdot r} \arctan B \right] \\ A &= \frac{1}{\sqrt{h^2 + x^2}} \\ B &= \frac{h \cdot r}{\sqrt{10x^2}} \\ xr &= \frac{z}{x} \\ hr &= \frac{y}{x}\end{aligned}$$

där

x = den strålande ytans bas [m]

y = ytans höjd [m]

z = avståndet till ytan [m].

Den algebraiska additionslagen utnyttjades för att dra bort ytor som inte utstrålade någon värme.

Beräkningarna utfördes i datorprogrammet Excel.

Modellering av ångtryckskurva för propan

Vid beräkningarna av trycket i gasoltanken under Skede 1 behövdes gasolens mättnadsångtryck som funktion av dess temperatur. En funktion för detta approximerades med hjälp av kända mättnadsångtryck för vissa temperaturer. Dessa erhöles från datorprogrammet GASOL /10/.

Temperatur (°C)	Mättnadsångtryck (barö)
10	5,35
11	5,53
12	5,72
13	5,90
14	6,10
15	6,26
16	6,49
17	6,69
18	6,90
19	7,11
20	7,33
21	7,55
22	7,77
23	8,00
24	8,23
25	8,46
30	9,70
35	11,06
40	12,52
45	14,11
47	14,78
49	15,47
50	15,82

Tabell 5. Propans mättnadstryck för olika temperaturer. Dessa användes vid approximationen av det matematiska sambandet mellan gasens temperatur och mättnadsångtryck.

Med hjälp av dessa värden approximerades funktionen efter ansatsen:

$$\begin{aligned}
 p &= bT_g^c \\
 \Rightarrow \frac{p_1}{p_2} &= \left(\frac{T_1}{T_2}\right)^c \Leftrightarrow \frac{5,35}{15,82} = \left(\frac{283}{323}\right)^c \Leftrightarrow c = 8,20 \Rightarrow b = 4,19 \times 10^{-20} \\
 \Rightarrow p &= 4,19 \times 10^{-20} T_g^{8,2}
 \end{aligned}$$

där p är trycket [barö] och T_g gastemperaturen [K].

Kontroll mot temperaturer i intervallet $10^\circ\text{C} \leq T_g \leq 50^\circ\text{C}$ visade att funktionen väl representerade tryckkurvan i detta intervall.

Modellering av ångtryckskurva för arbetslösning

Den antagna beräkningsmodellen för tryckbilden inne i filter 5185-B förutsätter att arbetslösningens ångtryckskurva är känd. Först då kan man förutsäga vilket tryck som förväntas råda i filtret då temperaturen är känd. Eftersom utseendet på ångtryckskurvan för arbetslösningen inte är känt har kurvan för arbetslösningens huvudsakliga beståndsdel, Shellsol AB, använts i beräkningarna. Då filtret är designat för ett tryck på 8 bar (800 kPa) och därför kan antas haverera vid ett tryck på cirka 30 bar (3000 kPa) ($4 \times P_{design}$) är det endast intressant att känna ångtryckskurvan för tryck som är högre än atmosfärstrycket (1,013 bar eller 101,3 kPa). Vid vätskans kokpunkt är mättnadsångtrycket detsamma som atmosfärstrycket. Enligt uppgifter från Shell Chemicals har Shellsol AB en kokpunkt på 185°C. /5/

Ytterligare information angående den sökta kurvan gäller endast temperaturer under kokpunkten vilket alltså medför ångtryck under atmosfärstryck. För att få fram en kurva som sträcker sig ovanför atmosfärstryck har en modellering av kurvan utförts. Modelleringen bygger på ett diagram ur boken *Data och Diagram* av S-E Mörtstedt /26/. Diagrammet redovisar ångtryckskurvor vid tryck högre än atmosfärstryck för ett antal olika kemikalier. Skalan på axlarna påminner väldigt mycket om en logaritmisk skala och används som en sådan trots att detta inte har kunnat slutgiltigt fastställas. I diagrammet kan utläsas att alla de ingående kurvorna är fullständigt linjära i intervallet. Det kan därför antas att även ångtryckskurvan för Shellsol AB är linjär i ett log-log-diagram i det här tryckintervallet. Efter detta antagande görs jämförelser mellan ångtryckskurvan för vatten, hämtad ur tabell i /38/, och ångtryckskurvan för Shellsol AB, som enligt uppgifter från Shell Chemicals kan beräknas med hjälp av Antoines ekvation:

$$\log_{10} P = A - \frac{B}{T + C} \quad /5/$$

där

P = ångtryck [kPa]

T = Temperaturen på vätskan [°C]

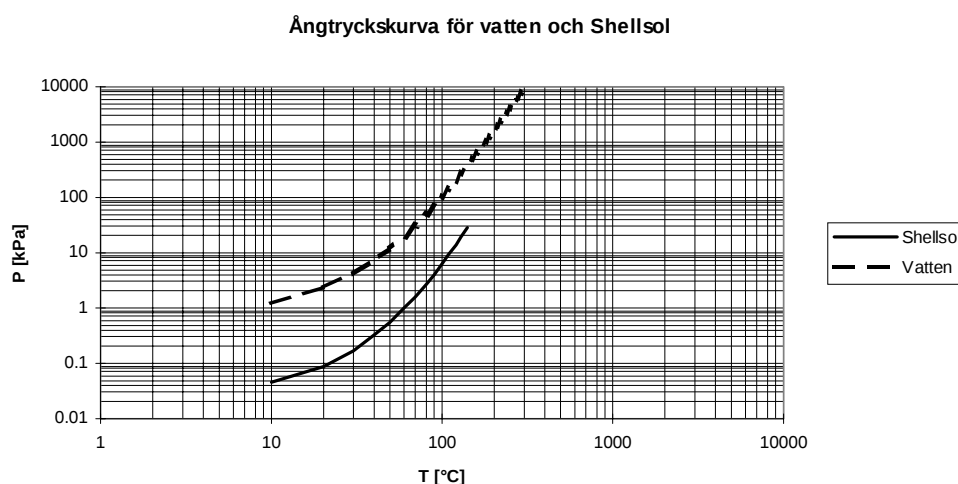
A = Antoines konstant, 7,45653

B = Antoines konstant, 2459,76

C = Antoines konstant, 269,31

Temperaturgränserna för Antoines ekvation är i detta fall 20°C till 140°C

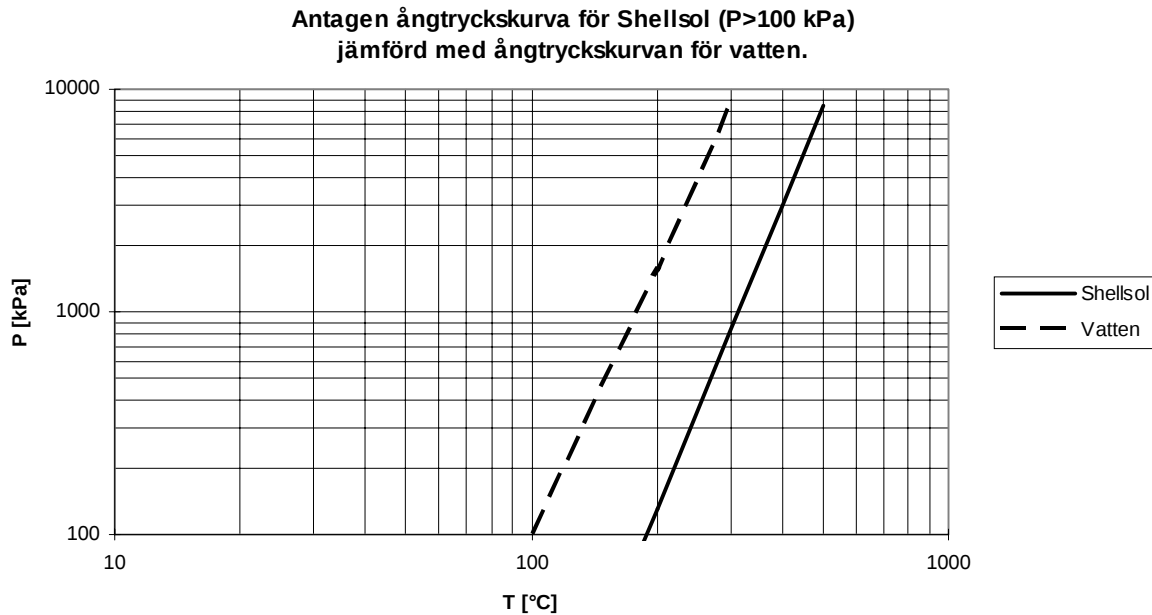
Jämförelse mellan de olika kurvorna redovisas i ett logaritmiskt diagram i figur 18.



Figur 18. Kända ångtryckskurvor för vatten respektive Shellsol AB.

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX IV. BERÄKNINGAR TILL STÖD FÖR ANDRA BERÄKNINGAR

Figur 18 och ovanstående antagande om linearitet används nu för att extrapolera kurvan så att den gäller för tryck över atmosfärstrycket. Den modellerade och antagna kurvan redovisas i figur 19.



*Figur 19. Modellerad ångtryckskurva för Shellsol AB jämförd med ångtryckskurvan för vatten.
(100kPa=1bar)*

Denna ångtryckskurva användes i beräkningarna för filter 5185-B.

APPENDIX V. Beräkningar med hjälp av dator

Flera av de beräkningsmodeller som sattes upp krävde omfattande beräkningar med hjälp av dator. Detta beroende på att de studerade förloppen förändrade sina egna förutsättningar under beräkningens gång. Dessutom möjliggjorde detta att förloppet kunde studeras i sin helhet likt en simulering.

Datorprogrammet Excel

Datorprogrammet Excel användes för flera av de större beräkningar som gjordes. Inte minst utnyttjades programmets förmåga att iterera. Programmets användargränssnitt är utformat som ett arbetsblad med programmerbara celler, och förutom att genomföra beräkningar kan programmet bland annat utnyttjas för att rita diagram och söka matematiska funktionssamband för talserier.

I flera beräkningar programmerades Excel att genomföra omfattande beräkningar innefattande itereringar. Programmet kan tyvärr inte hantera allt för stora blad vid sådana beräkningsförfaranden utan att komma i obalans och få resonanser i iterationen som leder till att beräkningarna kollapsar. För att hantera detta byggdes bladen upp med hjälp av makron som successivt itererade och byggde upp bladet för att undvika kollaps. Det hela utformades som följer:

1. De översta raderna programmerades så att det fanns minst så många rader att kontinuiteten i varje kolumn kunde utläsas. Med kontinuiteten avses t.ex. att i det tidskolumnen fanns så många tidsangivelser så att storleken av varje tidssteg stod klart.
2. Det befintliga bladet itererades.
3. Ett makro spelades in, innefattande följande: Ett visst antal av de befintliga cellerna (så många att kontinuitet erhöles) kopierades nedåt till att bilda så många rader som programmet troddes kunna klara att iterera. Sedan beordrades iteration. Därefter upprepades proceduren till dess bladet erhölet så många rader som önskats. Ofta omkring tre till fyra tusen.
4. Till sist utformades ännu ett makro. Ett som raderade hela bladet utom ursprungsraderna.

Vid utnyttjande av bladet angavs ingångsvärdena i den översta raden, bladet itererades och sedan startades det första makrot. Vid varierande av indatan utnyttjades det andra makrot för att rensa bladet inför nästa beräkning.

Programmering i Excel

Beräkning av gasoltankens värmepåverkan

Skede 1. Uppvärmning tills säkerhetsventilerna öppnar

Kolumn	Storhet (Enhet)	Programmering	Ekvation
A	T_{∞} (K)	konstant	
B	t (s)	1, 2, 3 osv	
C	A_1 (m ²)	konstant	
D	q_{r1} (kW/m ²)	0.9*konstant	$q_{in} = \alpha * q$
E	T_{s1} (K)	$E_{(i-1)} + C * (D - F - G - I) / (9000 * 0.46)$	$dT = q_{in} / (m * C_p)$
F	q_{r2} (kW/m ²)	$0.9 * 5.67E-8 * (E^4 - A^4) / 1000$	$\varepsilon * \sigma * (T^4 - T_{\infty}^4) / 1000$
G	q_{c1} (kW/ m ²)	$Q * (E - A)$	$h * (T_{s1} - T_{\infty})$
H	T_g (K)	$H_{(i-1)} + C * (I - J) - D * P / 428 * (h_v + C_v * (H_{(i-1)} - N)) / (O * 1.5)$	$dT = (q_{in} - q_{förångning}) / (m * C_v)$
I	q_{c2} (kW/ m ²)	$R * (E - H)$	$h * (T_{s1} - T_g)$
J	q_{c3} (kW/ m ²)	$S * (H - K)$	$h * (T_g - T_{s2})$
K	T_{s2} (K)	$K_{(i-1)} + C * (J - L - M) / (9000 * 0.46)$	$dT = q_{in} / (m * C_v)$
L	q_{c4} (kW/ m ²)	$T * (K - A)$	$h * (T_{s2} - T_{\infty})$
M	q_{r3} (kW/ m ²)	$0.9 * 5.67E-8 * (K^4 - A^4) / 1000$	$\varepsilon * \sigma * (T^4 - T_{\infty}^4) / 1000$
N	T_1 (K)	$N_{(i-1)} + D * P / (150 * 504 * 2.41)$	$dT = q_{in} / (V * \rho * C_v)$
O	m_g (kg)	$U * 100 * 150 * 44 / 8.3145 / H$	$m = \rho * V * M / R / T$
P	A_2 (m ²)	konstant	
Q	h_1 (kW/ m ² K)	$0.525 * (9.81 * 3.6^3 / ((1.57E-5)^2) * (E/A - 1)^{0.7})^{(1/4)} * 2.6E-5 / 1.4$	$Nu * k / x$ $Nu = 0.525 * (GrPr)^{(1/4)}$ $Gr = g * d^3 / \nu^2 * (\rho_{\infty} - \rho) / \rho$
R	h_2 (kW/ m ² K)	Som ovan men E/A ersätts med E/H	
S	h_3 (kW/ m ² K)	Som ovan men E/H ersätts med H/K	
T	h_4 (kW/ m ² K)	Som ovan men H/K ersätts med K/A	
U	p (barö)	$4.19E-20 * H^{8.2}$	$P = 4.19 * 10^{-20} * T^{8.2}$

Tabell 6. Programmering av Excel för beräkning av skede 1 i gasolberäkningarna.

INDUSTRI BRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX V. BERÄKNINGAR MED HJÄLP AV DATOR

Skede 2. Uppvärmning efter att säkerhetsventilerna öppnat

Kolumn	Storhet (Enhet)	Programmering	Ekvation
A	T_{∞} (K)	konstant	
B	t (s)		
C	A_1 (m ²)	konstant	
D	q_{r1} (kW/m ²)	0.9*konstant	$q_{in} = \alpha * q$
E	T_{s1} (K)	$E_{(i-1)} + C * (D - F - G - I) / (9000 * 0.46)$	$dT = q_{in} / (m * C_p)$
F	q_{r2} (kW/m ²)	$0.9 * 5.67E-8 * (E^4 - A^4) / 1000$	$\varepsilon * \sigma * (T^4 - T_{\infty}^4) / 1000$
G	q_{c1} (kW/m ²)	$Q * (E - A)$	$h * (T_{s1} - T_{\infty})$
H	T_g (K)	$H_{(i-1)} + (C * (I - J) - N * 1.7 * ((H_{(i-1)} - 323) + (H_{(i-1)} - A))) / (O * 1.7)$	$dT = (q_{in} - q_{värma \text{ ångad gas}} - q_{gas \text{ ut}}) / (m * C_v)$
I	q_{c2} (kW/m ²)	$R * (E - H)$	$h * (T_{s1} - T_g)$
J	q_{c3} (kW/m ²)	$S * (H - K)$	$h * (T_g - T_{s2})$
K	T_{s2} (K)	$K_{(i-1)} + C * (J - L - M) / (9000 * 0.46)$	$dT = q_{in} / (m * C_p)$
L	q_{c4} (kW/m ²)	$T * (K - A)$	$h * (T_{s2} - T_{\infty})$
M	q_{r3} (kW/m ²)	$0.9 * 5.67E-8 * (K^4 - A^4) / 1000$	$\varepsilon * \sigma * (T^4 - T_{\infty}^4) / 1000$
N	dm/dt	$D * P / 428$	$dm/dt = q_{in} / h_v$
O	m_g (kg)	$U * 100 * 150 * 44 / 8.3145 / H$	$m = p * V * M / R / T$
P	A_2 (m ²)	konstant	
Q	h_1 (kW/m ² K)	$0.525 * (9.81 * 3.6^3 / ((1.57E-5)^2) * (E/A - 1)^{0.7})^{(1/4)} * 2.6E-5 / 1.4$	$Nu * k / x$ $Nu = 0.525 * (GrPr)^{(1/4)}$ $Gr = g * d^3 / \nu^2 * (\rho_{\infty} - \rho) / \rho$
R	h_2 (kW/m ² K)	Som ovan men E/A ersätts med E/H	
S	h_3 (kW/m ² K)	Som ovan men E/H ersätts med H/K	
T	h_4 (kW/m ² K)	Som ovan men H/K ersätts med K/A	
U	p (barö)	konstant	
V	m_1 (kg)	$V_{(i-1)} - N$	$m = m_0 + dm$
W	V_1 (m ³)	$V / 504$	$V = m / \rho$

Tabell 7. Programmering av Excel för beräkning av skede 2 i gasolberäkningarna.

INDUSTRIERAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX V. BERÄKNINGAR MED HJÄLP AV DATOR

Beräkning av ståltemperaturer i rörgatan

Kolumn	Storhet (Enhet)	Programmering	Ekvation
A	t (s)	0, 1, 2, 3 osv	
B	T_g (K)	konstant	
C	T_s (K)	$C_{(i-1)} + 1/D/0.46(G+H+U-V)$	$T_0 + 1/m_s/C*(q_{c1} + q_{c2} + q_{r\ in} - q_{r\ ut})$
D	m_s (kg)	konstant	
E	A_1 (m ²)	konstant	
F	A_2 (m ²)	konstant	
G	q_{c1} (kW)	$I*E(B-C)$	$h_1*A_1(T_g-T_s)/1000$
H	q_{c2} (kW)	$J*F(B-C)$	$h_2*A_2(T_g-T_s)/1000$
I	h_1 (kW/m ² K)	$P*N/S/1000$	$Nu_{x1}*k/x_1/1000$
J	h_2 (kW/m ² K)	$Q*N/T/1000$	$Nu_{x2}*k/x_2/1000$
K	Re_1 (-)	$R*S/O$	$u*x_1/v$
L	Re_2 (-)	$R*T/O$	$u*x_2/v$
M	Pr (-)	konstant	
N	k (W/mK)	konstant	
O	v (m ² /s)	konstant	
P	Nu_{x1} (-)	$0.57*K^{4/5}*M^{1/3}$	$0.57*Re_1^{(4/5)}*Pr^{(1/3)}$
Q	Nu_{x2} (-)	$0.332*L^{1/2}*M^{2/5}$	$0.332*Re_2^{(1/2)}*Pr^{(2/5)}$
R	u (m/s)	konstant	
S	x_1 (m)	konstant	
T	x_2 (m)	konstant	
U	$q_{r\ in}$ (kW)	$(E+F)*0.9*0.7*1.0*5.67E-8*B^4/1000$	$(A_1+A_2)*\alpha*\phi*\epsilon*\sigma*T_g^4/1000$
V	$q_{r\ ut}$ (kW)	$(E+F)*0.9*5.67E-8*(C^4-283^4)/1000$	$(A_1+A_2)*\epsilon*\sigma*(T_s^4-T_\infty^4)/1000$

Tabell 8. Programmering av Excel för beräkning av ståltemperaturer i rörgatan.

Kontrollberäkning av värmefflödet i tankvägg på PAA-tank (mineralull)

Kolumn	Storhet (Enhet)	Programmering	Ekvation
A	q_r (W/m ²)	konstant	
B	k_{min} (W/m K)	konstant	
C	ρ_{min} (kg/m ³)	konstant	
D	$C_{p\ min}$ (J/kg K)	konstant	
E	k_{pc} (W ² /m ⁴ K ²)	$B*C*D$	$k*\rho*C_p$
F	α (m ² /s)	$B/(C*D)$	$k/(\rho*C_p)$
G	x_1 (m)	konstant	
H	x_{err}	$G/(ROT(4*F*K))$	$x/(4*\alpha*t)^{1/2}$
I	erfc(x)	$EXP(-(H^2))*((2+H)/(2+(1+4/ROT(PI()))*H+ROT(PI())*(H^2)))$	$e^{(-x^2*(2+x)/(2+(1+4/(\pi^{1/2}))*x+(\pi*x^2)^{1/2}))}$
J	T_0 (K)	konstant	
K	t (s)	1, 100, 200, 300 etc.	
L	T (x(t)) (K)	$A/B*(2*ROT(F*K/PI()))*EXP(-(G^2)/(4*F*K))-G*I)+J$	$q_r/k*(2*(\alpha*t/\pi)^{1/2}*e^{(-x_1^2/(4*\alpha*t))}-x_1*erfc(x))+T_0$

Tabell 10. Programmering av Excel för kontrollberäkning av värmefflödet i tankvägg på PAA-tank.

INDUSTRI BRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX V. BERÄKNINGAR MED HJÄLP AV DATOR

Beräkning av det stumfyllda filtrets värmepåverkan

Kolumn	Storhet (Enhet)	Programmering	Ekvation
A	t (s)	1, 2, 3 osv	
B	T _f (K)	konstant	
C	q _r (W/m ²)	5.67E-8*B ⁴	$\sigma \cdot T_f^4$
D	q _{c1} (W/m ²)	H*(B-N)	$h \cdot (T_f - T_s)$
E	q _{tot1} (W/m ²)	C+D-R	$q_r + q_c - q_{ut}$
F	r (m)	konstant	
G	x ₁ (m)	F*2*PI()/8	$r \cdot 2 \cdot \pi / 8$
H	h ₁ (W/m ² K)	L*M/G	$Nu \cdot k / x$
I	v _{luft1} (m ² /s)	konstant	
J	Pr ₁	konstant	
K	Re ₁	1*F/I	$u \cdot l / v$
L	Nu ₁	0.93*K ^{1/2} *J ^{2/5}	$0.93 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{2/5}$
M	k _{luft1} (W/m K)	konstant	
N	T _{s1} (K)	N _(i-1) +E*(F ² *4*PI()/2)/(Q*P)	$T_0 + q_{tot} \cdot A / (m_s \cdot C_p)$
O	ρ _s (kg/m ³)	konstant	
P	C _{p stål} (J/kg K)	konstant	
Q	m _s (kg)	O*(4*PI()*F ² /2)*0.008	$\rho_s \cdot V_s$
R	q _{ut1} (W/m ²)	AL*(N-AT)	$h_4 \cdot (T_{AL} - T_s)$
S	T _g (K)	B-100	$T_f - 100$
T	q _{c in2} (W/m ²)	X*(S-AD)	$h_2 \cdot (T_g - T_s)$
U	q _{tot2} (W/m ²)	T-V	$q_c - q_{ut}$
V	q _{ut2} (W/m ²)	AF*(AD-AT)	$h_3 \cdot (T_s - T_{AL})$
W	x ₂ (m)	konstant	
X	h ₂ (W/m ² K)	AB*AC/W	$Nu \cdot k / x$
Y	v _{luft2} (m ² /s)	konstant	
Z	Pr ₂	konstant	
AA	Re ₂	1*W/Y	$u \cdot l / v$
AB	Nu ₂	0.664*AA ^{1/2} *Z ^{1/3}	$0.664 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{1/3}$
AC	k _{luft2} (W/m K)	konstant	
AD	T _{s2} (K)	AD _(i-1) +U*(F*2*PI()*0.88)/(P*AE)	$T_0 + q_{tot} \cdot A / (m_s \cdot C_p)$
AE	m _s (kg)	O*F*2*PI()*0.88*0.008	$\rho_s \cdot V_s$
AF	h ₃ (W/m ² K)	AG*AS/W	$Nu \cdot k / x$
AG	Nu ₃	0.59*(AH*AI) ^{1/4}	$0.59 \cdot (GrPr)^{1/4}$
AH	Gr ₃	(9.81*W ³ /AO ²)*(AD/AT-1)	$(g \cdot x^3 / v^2) \cdot (T_s / T_{AL} - 1)$
AI	Pr ₃	AR	
AJ	q _{ut tot} (W/m ²)	R+V	$q_{ut1} + q_{ut2}$
AK	l (m)	F*2*PI()/2	$r \cdot 2 \cdot \pi / 2$
AL	h ₄ (W/m ² K)	AM*AS/AK	$Nu \cdot k / x$
AM	Nu ₃	0.14*(AN*AR) ^{1/3}	$0.14 \cdot (GrPr)^{1/3}$
AN	Gr ₃	(9.81*AK ³ /AO ²)*(N/AT-1)	$(g \cdot l^3 / v^2) \cdot (T_s / T_{AL} - 1)$
AO	v _{AL} (m ² /s)	konstant	
AP	C _{p AL} (J/kg K)	konstant	
AQ	ρ _{AL} (kg/m ³)	konstant	
AR	Pr ₄	AP*AO*AQ/AS	$C_p \cdot v \cdot \rho / k$
AS	k _{AL} (W/m K)	konstant	
AT	T _{AL} (K)	AT _(i-1) +((R*(F ² *4*PI()/2)+V*(F*2*PI()*0.88)))/(AQ*3.325*AP))	$T_0 + q_{ut} \cdot A / (\rho \cdot V \cdot C_p)$

Tabell 9. Programmering av Excel för beräkning av värmepåverkan på stumfyllt filter.

APPENDIX VI. Gasolberäkningar

Vid beräkningarna av gasoltankens påverkan av värmestrålningen från poolbranden vid VPU användes modellen i kapitel 4 *Beräkningsmodell för gasoltankens strålningspåverkan*. Dessa beräkningar redovisas här.

Beräkningar

Flamman betraktades som en box som strålade i fem riktningar. Branden antogs utveckla 380 kW/m^2 , enligt resultatet av laborationen redovisad i appendix II och III. Med en poolyta av 670 m^2 ger detta en effektutveckling på $254,6 \text{ MW}$. 30% av denna energi antogs avgå som strålning, dvs $76,38 \text{ MW}$. Flamhöjden antas till 10 meter. Boxens strålade mantelarea beräknades till 1830 m^2 , vilket ger en strålning på 42 kW/m^2 .

Den rådande väderleken antogs vara 10°C och 50% relativ luftfuktighet. Flamtemperaturen antogs vara 1200 K . Det minsta avståndet mellan de strålade ytorna och tanken, 14 meter, användes. För vattenånga blev då ångtrycket 615 Pa , och för koldioxiden 30 Pa . Deras respektive absorptions α kunde sedan avläsas ur diagram till 0,12 respektive 0,022 /9/.

Därmed kunde transmissionen beräknas till:

$$1 - 0,12 - 0,022 = 0,86$$

och strålningen 14 meter från flammorna är således:

$$0,86 * 42 = 36,12 \text{ kW/m}^2.$$

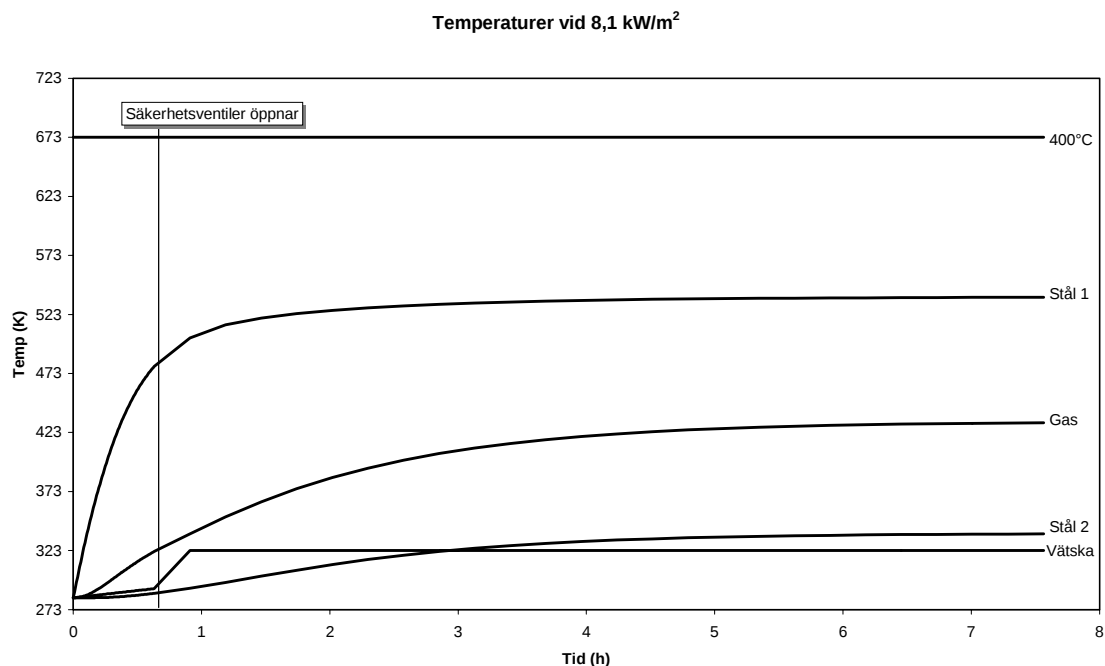
Den sammanlagda synfaktorn för de två mot tanken strålade sidorna beräknades till $\phi = 0,249$.

Strålningen mot tankens närmsta hörn blir därmed:

$$0,249 * 36,12 = 9,0 \text{ kW/m}^2.$$

Tanken antogs ha absorptions och emittansen $0,90 / 30/$. Denna kom således att absorbera 90% av den infallande strålningen, vilket blir $8,1 \text{ kW/m}^2$.

Resultat



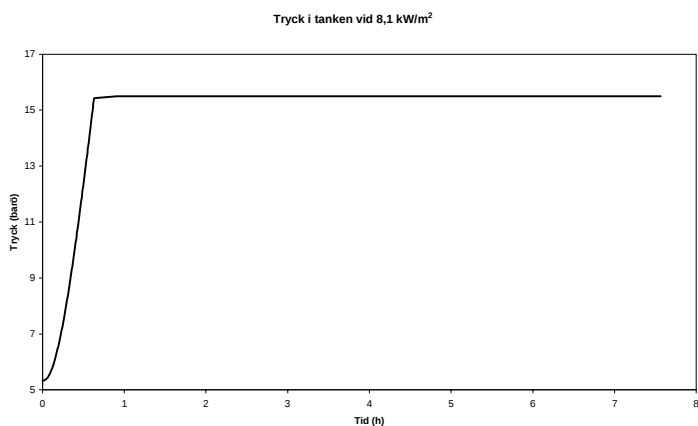
Figur 20. Temperaturfördelningen i tanken då denna utsätts för värmestrålningen 8,1 kW/m².
(Vätsketemperaturens snabba förändring då ventilerna öppnas beror på antagandet att denna är 50°C då Skede 2 inleds.)

Trycket i tanken når 15,5 bars övertryck efter 38 minuter.

Det av strålning exponerade stålet har då temperaturen 479 K (206°C), gasen 323 K (50°C), vätskan 291 K (18°C), och det icke bestrålade stålet 287 K (14°C).

Då beräkningen av Skede 2 inleds antages dessa temperaturer som ursprungstemperaturer, förutom vätsketemperaturen som antas vara 323 K (50°C). Detta för att underlätta beräkningarna.

Vätskan förångas nu med 1,45 kg/s vilket kan ge en grov uppskattning om förångningstiden till cirka 15 timmar. Denna uppskattning ger en kortare tid än den verkliga, då den till vätskan tillförda energin minskar med tiden till följd av minskad av strålning exponerad yta.



Figur 21. Tryck i tanken då denna utsätts för värmestrålningen 8,1 kW/m².

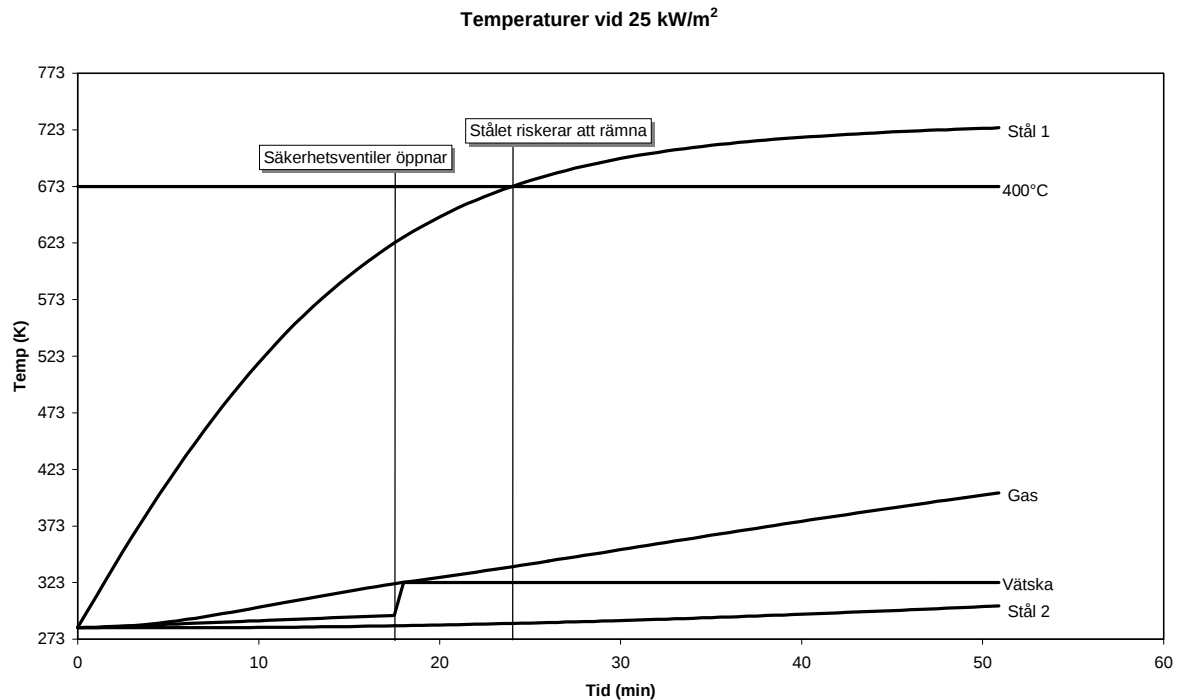
Var och en av de åtta säkerhetsventilerna har för dessa förhållanden kapacitet att släppa ut 2,1 kg/s varför risk för ytterligare tryckuppbyggnad inte föreligger så länge en ventil öppnar som den ska.

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS

APPENDIX VI. GASOLBERÄKNINGAR

Det bestrålade stålet, gasen och det icke bestrålade stålet fortsätter att stiga i temperatur till dess de når jämvikt vid cirka 530 K (257°C), 430 K (157°C) och 330 K (57°C) respektive. Vid gastemperaturen 430 K (157°C) har ventilerna kapaciteten 1,57 kg/s styck varför risk för tryckuppbyggnad inte föreligger så länge minst två ventiler fungerar. Beräkningarna utfördes för ett förlopp på cirka 8 timmar. Något skäl till att fortsätta beräkningen längre sågs inte.

För att få en uppfattning av vilken strålningsintensitet som skulle kunna innebära ett hot mot tanken utfördes beräkningar för 25 kW/m². Dessa beräkningar resulterade i följande.



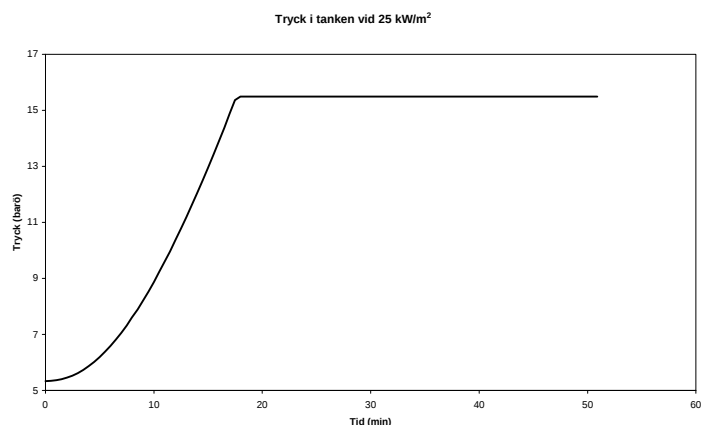
Figur 22. Temperaturfördelningen i tanken då denna utsätts för värmestrålningen 25 kW/m².

Trycket når här 15,5 bars övertryck efter cirka 18 minuter.

Det bestrålade stålet har då temperaturen 624 K (351°C), gasen 322 K (49°C), vätskan 294 K (21°C) och det icke bestrålade stålet 284 K (11°C).

Den massa som förångas i Skede 2 är 4,47 kg/s.

Temperaturerna fortsätter att stiga och det bestrålade stålet når efter cirka 24 minuter 673 K (400°C), som ansatts som kritisk för att stålet kan brista. Sker inte detta tyder temperaturkurvan på att stålet har sin jämviktstemperatur kring 730 K (457°C).



Figur 23. Tryck i tanken då denna utsätts för värmestrålningen 25 kW/m².

Gasen är ,vid tiden för att stålet når 673 K (450°C), 337 K (64°C). Ventilerna har då kapacitet att släppa ut 2,0 kg/s vilket ger att det krävs att minst tre av de åtta ventilerna fungerar för att undvika tryckuppbyggnad.

APPENDIX VII. Överslagsberäkning av rörgatans bärlighet vid brandpåverkan

Rörgatan är konstruerad av stålballar av typ I-tvärssnitt HEA. Rörbryggan är ett fackverk med HEA 100 ballar som längsgående ballar. Bryggstöden består av två HEA 240 alternativt HEA 280 med inbördes stagning för att hindra knäckning i veka riktningen. Den dimensionerande lasten är

Rör	9,45 kN/m
Kablar	0,55 kN/m
Snö	1,50 kN/m
Vindlast	0,85 kN/m ²

Dessutom väger rörbryggan cirka 145 kg/m, vilket ger lasten 1,42 kN/m. I beräkningarna används den totala lasten 13 kN/m. Beräkningarna utfördes enligt kapitel 5 *Beräkningsmodell för rörgatans bärlighet vid brandpåverkan* och redovisas här nedan.

Beräkningar

Kritisk ståltemperatur

Den kritiska ståltemperaturen beräknades för rörbryggan då dess bärlighet reducerats till 75%, och för bryggstöden då de inte längre kunde bära den dimensionerande lasten. Vidare antogs stålet vara av sorten S275

(SS1412), med den karaktäristiska hållfastheten $f_{yk} = 275$ MPa och $\sqrt{\frac{E}{f_y}} = 27,6$. Då ballarna var av

säkerhetsklass 3 sattes säkerhetskoefficienten γ_n till 1,2 och som den materialberoende koefficienten γ_m användes 1,0. Detta gav den dimensionerande hållfastheten:

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_m \gamma_n} = \frac{275}{1,0 * 1,2} = 229 \text{ MPa.}$$

Rörbryggan

Rörbryggans bärande längsgående ballar var av typen HEA 100. Som den ursprungliga bärligheten användes ballarnas böjmomentkapacitet:

$$M_R = f_{yd} Z$$

för brandfallet:

$$M_{kr} = \beta f_{yd} Z$$

Dimensionerande för denna var således för vilken temperatur koefficienten β var 0,75. Avläsning i diagram redovisande β beroende av temperaturen gav att detta motsvarade ståltemperaturen 430°C /25/, oavsett uppvärmningshastighet¹¹.

¹¹Vid ståltemperaturer över 450°C påverkas ett stålbärverks kritiska temperatur av materialets korttidskrympning och som följd av detta av bärverkets uppvärmningshastighet.

Bryggstöden

För bryggstöden beräknades den kritiska temperaturen till den temperatur då dessa inte längre kunde bära den dimensionerande lasten. De två olika bryggstöd som förekom var av samma konstruktion men av olika dimension. Den ena med HEA 240 och den andra med HEA 280. De två pelarna var inbördes stagade för att hindra knäckning i veka riktningen. Den dimensionerande lasten gav en vertikal last på 130 kN då varje pelare belastades av cirka 10 meter brygga, och vindlasten gav ett moment på 16 kNm enligt:

$$M_z = M_{brygga} + M_{pelare} = l_{brygga} q l_{pelare} + \frac{q l_{pelare}^2}{8} = 10 * 0,17 * 8,5 + \frac{0,21 * 8,5^2}{8} = 16 \text{ kNm.}$$

där q är vindlasten på $0,85 \text{ kN/m}^2$ vilket ger $0,17 \text{ kN/m}$ för rörbryggan $0,21 \text{ kN/m}$ för pelarna.

Den vertikala bärigheten beräknades enligt:

$$N_{Rz} = \omega_{cz} A \sigma_k \text{ [MN]}$$

där:

N_{Rz} = tryckkraftskapaciteten eller bärformågan [MN]

ω_{cz} = reduktionsfaktorn för knäckningsrisken, som beror av tvärsnittsklass och avläses ur diagram /22/.

A = tvärsnittsarean [m^2] och

σ_k = den kritiska spänningen för elastisk knäckning [MPa]. Denna beror av temperaturen och pelarens möjligheter till längdutvidgning och avläses ur diagram /25/.

ω_c beror av slankhetsfaktorn λ_c [-] som i sin tur beror av slankhetstalet λ [-].

$$\lambda = \frac{l_c}{i}$$

$$\lambda_c = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}}$$

där

l_c = den teoretiska knäcklängden [m], (här $1,2 \times$ den verkliga).

i = tvärsnittets tröghetsradie [m].

f_y = stålets hållfasthet i normaltillståndet [MPa] och

E = stålets elasticitetsmodul [MPa].

Bärigheten för moment beräknades på samma sätt som för rörbryggan.

$$M_{Rz} = f_{yd} Z \text{ [MNm]}$$

Böjknäckningen beräknades sedan enligt interaktionsvillkoret:

$$\frac{N}{N_{Rz}} + \frac{M_z}{M_{Rz}} \leq 1$$

där

$$\gamma = \eta_z^2$$

$$\eta_z = \frac{Z_z}{W_z}$$

$\gamma_{\omega_{cz}}$ skall dock vara minst 0,8 varför detta värde används om exponenten skulle bli mindre.
 Sammantaget leder detta till ekvationen:

$$\frac{N}{\omega_{cz} \sigma_k A} + \frac{M}{\beta f_{yd} Z_z} = 1$$

σ_k är den kritiska hållfastheten [MPa].

Denna ekvation löses med hjälp av tabeller eller diagram för σ_k och β /25/ /29/, så att den kritiska ståltemperaturen erhålles.

Beräkning för HEA 240-balkens kritiska temperatur:

HEA 240	
Tvärsnittsarea, A	$7,684 \times 10^{-3} \text{ m}^2$
Elastiska böjmotståndet, W_z	$675 \times 10^{-6} \text{ m}^3$
Plastiska böjmotståndet, Z_z	$745 \times 10^{-6} \text{ m}^3$
Tvärsnittets tröghetsradie, i_z	$101 \times 10^{-3} \text{ m}$
Dimensionerande hållfastheten, f_{yd}	229 MPa (enligt beräkning ovan)
Dimensionerande knäcklängd, l_c	1,2 l
Längd, l	8,5 m
Vertikal last, N	130 kN (enligt beräkning ovan)
Moment, M_z	16 kNm (enligt beräkning ovan)

Tabell 11. Materialegenskaper för pelaren, HEA 240.

$$\lambda = \frac{l_c}{i} = \frac{1,2 * 8,5}{0,101} = 101$$

$$\lambda_c = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} = \frac{101}{\pi} * \frac{1}{27,6} = 1,16$$

$$\Rightarrow \omega_{cz} = 0,47$$

$$\eta_z = \frac{Z_z}{W_z} = \frac{745}{675} = 1,10$$

$$\gamma = \eta_z^2 = 1,10^2 = 1,21$$

$$\gamma \omega_{cz} = 1,21 * 0,47 = 0,57 < 0,8$$

$\Rightarrow$

$$\left(\frac{N}{\omega_{cz} \sigma_k A} \right)^{\gamma \omega_{cz}} + \frac{M}{\beta f_{yd} Z_z} = 1 \Leftrightarrow \left(\frac{130}{0,47 * \sigma_k * 7,684} \right)^{0,8} + \frac{16}{\beta * 229 * 0,745} = 1$$

Avläsning i diagram gav att denna ekvation hade sin lösning för $\sigma_k = 48 \text{ MPa}$ och $\beta = 0,45$ /25/ /29/, vilket motsvarades av en kritisk ståltemperatur på 575°C (848 K).

Beräkning för HEA 280-balkens kritiska temperatur:

HEA 280	
Tvärsnittsarea, A	$9,726 \times 10^{-3} \text{ m}^2$
Elastiska böjmotståndet, W_z	$1010 \times 10^{-6} \text{ m}^3$
Plastiska böjmotståndet, Z_z	$1110 \times 10^{-6} \text{ m}^3$
Tvärsnittets tröghetsradie, i_z	$119 \times 10^{-3} \text{ m}$
Dimensionerande hållfastheten, f_{yd}	229 MPa (enligt beräkning ovan)
Dimensionerande knäcklängd, l_c	1,2 l
Längd, l	8,3 m
Vertikal last, N	130 kN (enligt beräkning ovan)
Moment, M_z	16 kNm (enligt beräkning ovan)

Tabell 12. Materialegenskaper för pelaren, HEA 280.

$$\lambda = \frac{l_c}{i} = \frac{1,2 * 8,3}{0,119} = 83,7$$

$$\lambda_c = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} = \frac{83,7}{\pi} * \frac{1}{27,6} = 0,97$$

$$\Rightarrow \omega_{cz} = 0,59$$

$$\eta_z = \frac{Z_z}{W_z} = \frac{1110}{1010} = 1,10$$

$$\gamma = \eta_z^2 = 1,10^2 = 1,21$$

$$\gamma \omega_{cz} = 1,21 * 0,59 = 0,71 < 0,8$$

$$\Rightarrow$$

$$\left(\frac{N}{\omega_{cz} \sigma_k A} \right)^{\gamma \omega_{cz}} + \frac{M}{\beta f_{yd} Z_z} = 1 \Leftrightarrow \left(\frac{130}{0,59 * \sigma_k * 9,726} \right)^{0,8} + \frac{16}{\beta * 229 * 1,110} = 1$$

Avläsning i diagram gav att denna ekvation saknade lösning för kritiska ståltemperaturer under 600°C /25/, varför just 600°C (873 K) valdes som kritisk temperatur vid hållfasthetsberäkningarna.

Gasens egenskaper

I beräkningarna krävs att gasens hastighet u , temperatur T , konduktiva koefficient k , Prandtls tal Pr och kinematiska viskositeten ν är kända. De tre sistnämnda är temperaturberoende och avläses ur tabeller /20/. Gasens hastighet u beräknades med hjälp av ekvationerna: /32/

$$z_0 = 0,083\dot{Q}^{\frac{2}{5}} - 1,02D$$

$$\Delta T_0 = 25 \left[\frac{\dot{Q}_c^{\frac{2}{5}}}{(z - z_0)} \right]^{\frac{5}{3}}$$

$$u_0 = 1,0 \left[\frac{\dot{Q}_c}{(z - z_0)} \right]^{\frac{1}{3}}$$

$$\dot{Q}_c = \chi \dot{Q}$$

där

$\dot{Q}$ = total effektutveckling [kW]

$\dot{Q}_c$ = den värme som avgår konvektivt [kW]

D = brandareans ekvivalenta diameter [m]

ΔT_0 = temperaturskillnad, mot omgivningen, i plymens centrum [K]

u_0 = hastighet, relativt den omgivande luften, i plymens centrum [m/s]

z = höjd ovanför branden [m]

Såsom kan utläsas ur ekvationerna är temperaturen starkt beroende av höjden till skillnad från hastigheten. Hastigheten tillväxer mycket snabbt vid brandytan och avtar sedan mycket långsamt varför detta inte är att anse som en känslig parameter.

Att den konvektiva värmen $\dot{Q}_c$ utgör andelen χ av den totala, $\dot{Q}$, är ett antagande.

Plymhastigheten beräknades till 18 m/s.

Uppvärmning av konstruktionen

Uppvärmningen av stålet beräknades i datorprogrammet Excel (se appendix V för programmering), med följande indata.

Omgivningstemperatur	10°C (283 K)
Stålets värmekapacitivitet	0,460 kJ/kg K
Gasens värmekonduktivitet	0,04360 kW/m K (luft)
Plymhastighet	18 m/s

	HEA 100	HEA 240	HEA 280
Massa [kg/m]	16,7	60,3	76,4
A_1 [m ²]	0,195 resp. 0,100	-	-
A_2 [m ²]	0,192	1,405	1,644
x_1 [m]	0,049	-	-
x_2 [m]	0,048	0,050	0,050

Tabell 13. Beräkningsdata för balkarna. (För HEA 240 och HEA 280 beror x_2 av antagandet att gasströmmen ständigt förnyas utmed ytan. Index 1 står för den horisontella ytan respektive längden, och 2 för den vertikala.)

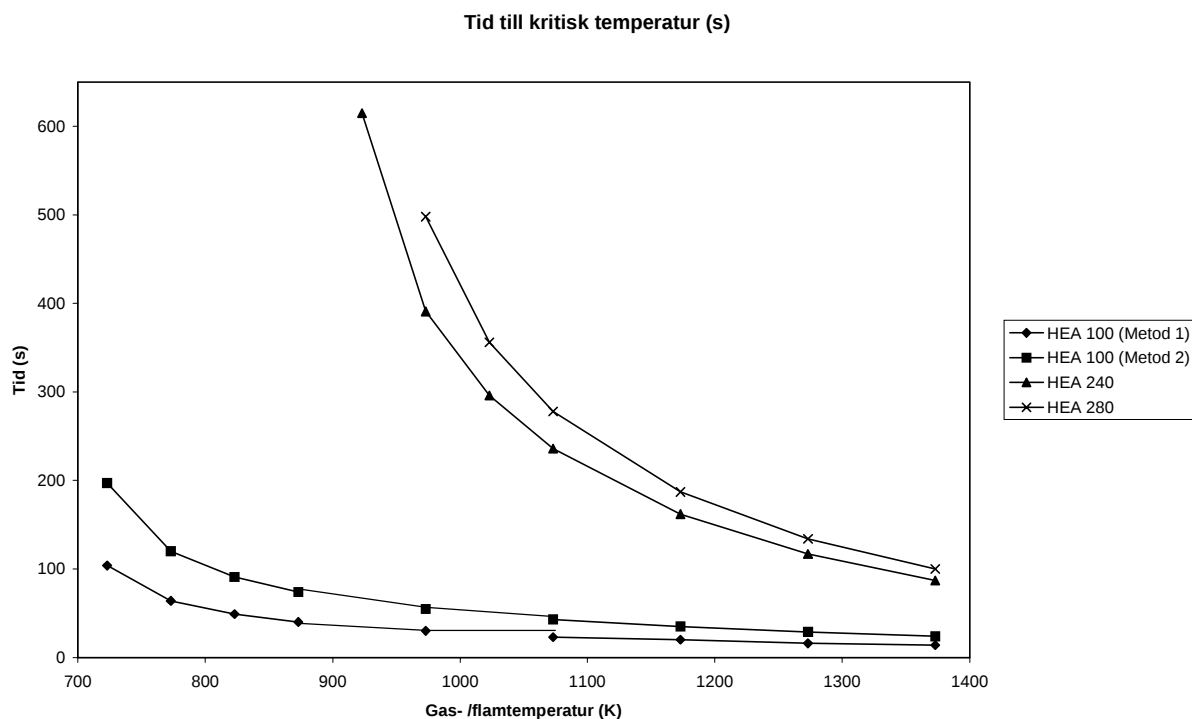
Prandtls tal och den kinematiska viskositeten beror av temperaturen och varierades med denna. Dessa värden hämtades ur tabell /20/.

Resultat

Resultaten av beräkningarna var följande

T _{gas} (K)	HEA 100 (Metod 1)	HEA 100 (Metod 2)	HEA 240	HEA 280
723	104	197		
773	64	120		
823	49	91		
873	40	74		
923			615	
973	30	55	391	498
1023			296	356
1073	23	43	236	278
1173	20	35	162	187
1273	16	29	117	134
1373	14	24	87	100

Tabell 14. Tiden (i sekunder) till dess kritisk ståltemperatur uppnås för respektive gastemperatur.



Figur 24. Tid till kritisk temperatur för de olika stål balkarna. Den övre av de två HEA 100 är då endast undersidan antas träffas av en vinkelrät gasström (Metod 2), och den undre då även den övre flänsens undersida träffas (Metod 1).

Om rörbryggan antas befinna sig över flamregionen och gastemperaturen beräknas enligt:

$$\Delta T_0 = 25 \left[\frac{\dot{Q}_c^{2/5}}{(z - z_0)} \right]^{5/3} \quad /32/$$

blir denna cirka 300°C.

Följaktligen krävs att rörbryggan befinner sig i flamregionen, i en omgivningstemperatur överstigande 430°C.

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX VII. ÖVERSLAGSBERÄKNING AV RÖRGATANS BÄRIGHET VID BRANDPÅVERKAN

För samtliga gastemperaturer finns en motsvarande jämviktstemperatur hos stålet, då detta inte längre stiger i temperatur till följd av jämvikt mellan den tillförda energin och den från stålet utstrålade. Detta gör att det inte nödvändigtvis är tillräckligt att gastemperaturen överstiger den kritiska ståltemperaturen, för att denna ska kunna uppnås.

T_{gas} (K)	HEA 100 (K)	HEA 240 (K)	HEA 280 (K)
573	570	554	554
623	620	599	599
673	670	643	643
723	717	686	686
773	765	731	731
823	813	775	775
873	861	819	819
923	909	863	863
973	956	873	873
1023	1003	952	952
1073	1050	996	996
1173	1142	1086	1086
1273	1234	1176	1176
1373	1325	1266	1266

Tabell 15. De olika balkarnas jämviktstemperatur för respektive gastemperatur.

Slutsats

De längsta beräknade tiderna uppgår till cirka 10 minuter, detta vid de lägsta gastemperaturerna. Detta visar på att det inte kan ses som möjligt att rörgatan skulle kunna stå emot den aktuella branden.

APPENDIX VIII. Beräkningar på stumfyllt filter

Detta appendix redovisar beräkningar för den modell som redovisas i kapitel 6 *Beräkningsmodell för stumfyllt filter*.

Beräkningar

Scenario 1

Detta scenario bygger på en energibalans där strålning och konvektiv värmeöverföring från en flamma med antagen flamtemperatur påverkar ett filterkärn av stål. Detta medför att stålkärnet och den innehållande arbetslösningen värms upp. Tabell 16 och 17 redovisar de indata som använts vid beräkningarna.

Väggmaterial

	Stål	Arbetslösning (Shellsol AB)
Densitet, ρ [kg/m ³]	7800	932
Värmekapacitet, C [J/kg K]	500	1800
Värmeledningstal, k [W/m K]	45	0,2
Emissivitet, ϵ	Utsida: $\epsilon=1$ (p.g.a. sot)	-
Initialtemperatur, T_0 [K]	283	283

Tabell 16. Data för stål och arbetslösning. /5/ /32/

Övergångszoner

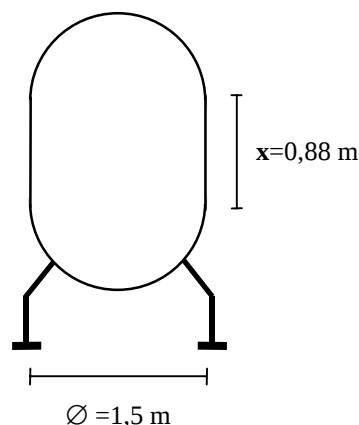
Vid beräkning av konvektiv värmeöverföring används den metod som beskrivs i appendix IV. De indata och ekvationer som har använts redovisas i tabell 17.

	Filtrets utsida (uppvärmd luft / stål)		Filtrets insida (stål / arbetslösning)
	Halvsfärisk del	Cylindrisk del	
Värmeövergångstal, h [W/m ² K]	$Nu \cdot k / x$		
Kinematisk viskositet, ν [m ² /s] (temperaturberoende för luft)	1,18×10 ⁻⁴ (@ 700°C) 1,59×10 ⁻⁴ (@ 900°C) 2,06×10 ⁻⁴ (@ 1100°C)		1,2×10 ⁻⁶
Nusselts tal, Nu	$0,93 \cdot Re^{1/2} Pr^{2/5}$	$0,664 \cdot Re^{1/2} Pr^{1/3}$	$0,14 \cdot (GrPr)^{1/3}$
Grashofs tal, Gr	-	-	$g \cdot x^3 \cdot \beta \cdot \Delta T / \nu^2$
Reynolds tal, Re	$u \cdot x / \nu$		-
Prantdl's tal, Pr (temperaturberoende för luft)	0,702 (@ 700°C) 0,707 (@ 900°C) 0,705 (@ 1100°C)		$C_p \cdot \nu \cdot \rho / k$
Gashastighet, u [m/s]	1 (antagen)		-
Beräkningsavstånd, x [m]	0,59	0,88	2,36
$\beta \cdot \Delta T$	-	-	$(T_{stål} / T_{AL} - 1)$
Gravitationskonstanten, g [m/s ²]	-	-	9,81

Tabell 17. Indata och ekvationer för beräkning av värmeövergångstalet h . /20/ /32/ /38/

Beräkningsavståndet, x , i tabell 17 motsvarar det avstånd på stålytan där värmeövergången sker och är beräknat utifrån kärlets mått som redovisas i figur 25.

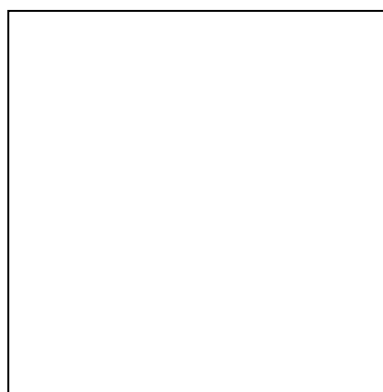
Beräkningssambanden ställs upp i ett kalkylblad i datorprogrammet Excel och beräknas med hjälp av iteration. Ur beräkningarna erhålls temperaturerna i stålet och i arbetslösningen för varje tidssteg ($\Delta t = 1$ s.). Dessa temperaturer redovisas som kurvor i figur 27. Beräkningarna har avbrutits då arbetslösningen uppnått en temperatur av 400°C .



Figur 25. Principskiss av filterkärlet.

Scenario 2

Beräkningar på scenario två ger en maximal synfaktor från öppningen mot tanken på $\phi = 0,0164$. Synfaktorn har beräknats enligt metoden redovisad i appendix IV. Ingångsvärden för synfaktorberäkningen återfinns i figur 26. Strålningen från den antagna branden har enligt kapitel 11 beräknats till 42 kW/m^2 , vilket medför en resulterande strålning mot filtret på högst $0,7 \text{ kW/m}^2$. Detta värde är mycket lägre än de värden på infallande strålning som erhålls i beräkningarna för Scenario 1 ($55 - 200 \text{ kW/m}^2$). Fortsatta beräkningar har därför ansetts onödiga och har därför ej utförts på detta scenario.

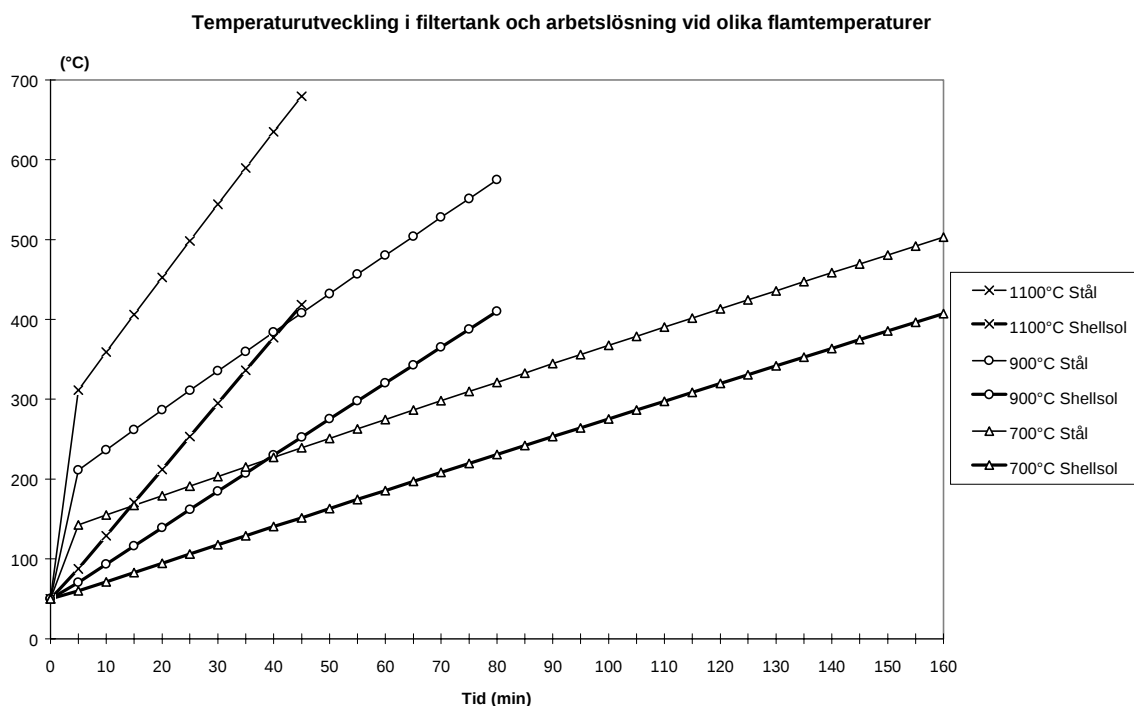


Figur 26. Ingångsvärden för synfaktorberäkningar, Stumfyllt filter, Scenario 2

Resultat

Scenario 1

Kurvorna visar en omedelbar temperaturhöjning i stålet, till dess att jämvikt inställt sig efter cirka 5 min. Därefter ökar temperaturen linjärt i både stål och arbetslösning.



Figur 27. Temperaturutveckling i stål och arbetslösning.

Slutsats

Scenario 1, då en flamma angriper filtret direkt, resulterar i kärlsprängning eller filterhaveri efter 20 - 40 min från det att branden är fullt utvecklad. Vid Scenario 2, som behandlar strålningspåverkan från branden utanför VPU, är värmepåverkan på filtret inte tillräckligt stor för att risk för filterhaveri skall föreligga.

APPENDIX IX. Beräkningar på perättiksyratank

Beräkningar

Synfaktorn

Den vägg på byggnad 185 (se kartsbild i appendix X) som vetter mot tanken är 36 meter lång och 4 meter hög. Vid strålningsberäkningarna antas hela denna rektangel utstråla 170 kW/m^2 /23/.

Synfaktorn för olika punkter på tanken har beräknats med hjälp av metoden redovisad i appendix IV. Den maximala synfaktorn som beräknats är $\phi = 0,05375$ och denna finnes 2 meter upp på tankväggen, d.v.s. på den del av tankväggen som är nedanför tankinnehållets nivå. Infallande strålning i denna punkt blir då $9,1 \text{ kW/m}^2$ enligt beräkningen:

$$q''_{in} = \phi \cdot q''_{ut}$$

Denna strålning applicerades på hela den exponerade tankytan. Förluster i luftrummet mellan den brinnande byggnaden och tanken har försumrats.

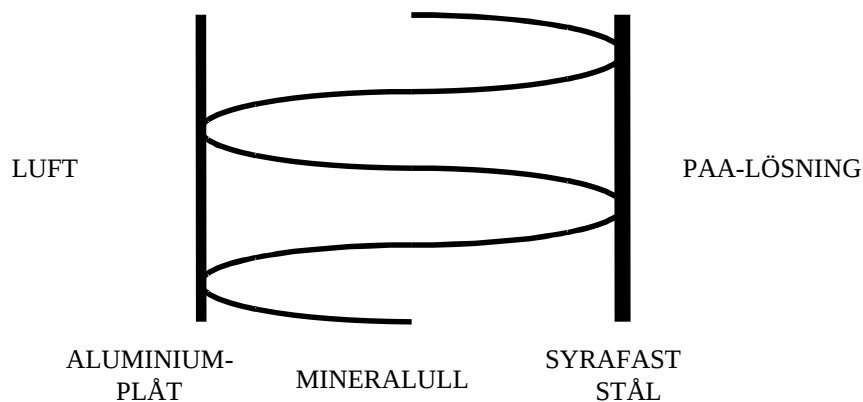
Värmeledning i tankväggen

Beräkningar har endast utförts på den del av tanken som befinner sig under vätskenivån. Vid beräkningarna av värmeledning genom tankväggen har två modeller använts. I båda fallen utfördes de med hjälp av datorprogrammet HSLAB /7/. Programmet beräknar värmeledning genom en i programmet designad vägg, och tar hänsyn till transienta tillstånd.

Termodynamiska och fysikaliska egenskaper för ingående material har tagits ur programmets databas och ur tabeller /38/ /27/. Då det finns mycket bristfällig information angående ämnesegenskaper för PAA så har värden för ättiksyra (CH_3COOH) använts.

Modell 1

I denna modell antas PAA-lösningen uppföra sig som en gas som värms upp konvektivt av tankväggen och som vid uppvärmning sätts i rörelse (naturlig konvektion, se appendix IV). Gasens termodynamiska och fysikaliska egenskaper motsvarar de data som finns för ättiksyra (100%). Detta ger ett något värre resultat då PAA-lösningens koncentration endast uppgår till 40%.



Figur 28. Principskiss av tankvägg, Modell 1.

Väggmaterial

Material	Tjocklek [m]	Densitet, ρ [kg/m ³]	Värmekapacitivet, C_p [J/kg K]	Värmeledningstal, k [W/m K]	Emissivitet ϵ
Aluminium	0,0025	2700	900	220	0,22
Mineralull	0,12	150	750	0,035 (@ 0°C) 0,068 (@ 200°C) 0,127 (@ 400°C) 0,325 (@ 800°C) 0,8 (@ 1300°C)	-
Syrafast stål	0,007	2700	900	220	0,09

Tabell 18. Data för aluminium, mineralull och syrafast stål. /32/ /7/

Övergångszoner

Parameter	Tankens Utsida [Luft]	Tankens Insida [PAA (Ättiksyra)]
Temperatur, T_∞ [K]	283	273
Kinematisk viskositet, ν [m ² /s]	$15,7 \times 10^{-6}$	$1,825 \times 10^{-6}$
Värmeledningstal, k [W/m K]	0,0262	0,17
Värmekapacitivet, C_p [J/kg K]	-	2200
Densitet, ρ [kg/m ³]	-	1,047
Prandtls tal, Pr [-]	0,7	24,7
Medeltemperatur vid y_{tan}^{12} , T [K]	383	283
Referenshöjd vid ber. av h , x [m]	5	2,25
Värmeövergångstal, h [W/m ² K]	3,30	104,6

Tabell 19. Data för övergångszoner Modell 1. Värdena för tankens insida (PAA) är egentligen värden för 100-procentig ättiksyra. /20/ /32/

Prandtls tal beräknades för ättiksyran enligt ekvationen:

$$Pr = C_p \cdot \frac{\nu \cdot \rho}{k} \quad /32/$$

Värmeövergångstalet beräknas med hjälp av Kanurys ekvation för naturlig konvektion från vertikal platta, se även appendix IV:

$$h = 0,59 \cdot \left(\frac{g \cdot Pr \cdot x^3}{\nu^2} \cdot \left(\frac{T}{T_\infty} - 1 \right) \right)^{1/4} \cdot \frac{k}{x} \quad /20/$$

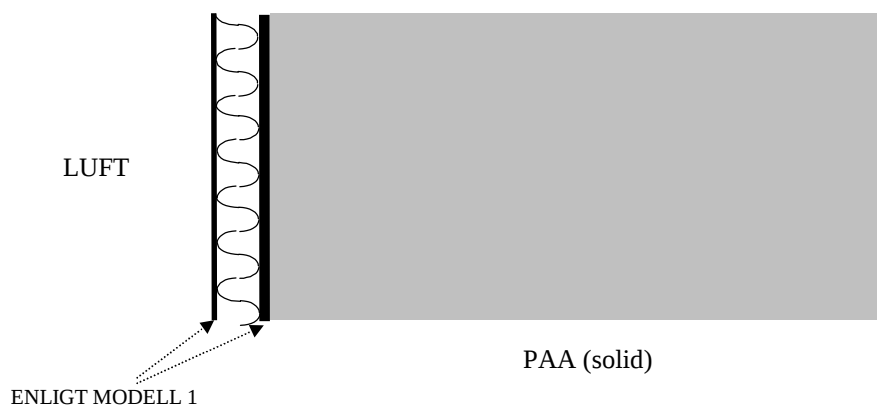
Beräkningar

Med hjälp av ovanstående värden och antaganden har en simulering i HSLAB utförts. Denna beräknar värmeledningen genom tankväggen från tiden $t=0$ sekunder till tiden $t=6600$ sekunder, det vill säga knappt två timmar. Strålningen mot tanken är konstant under hela denna tid. Yttersidan av tanken tillåts i beräkningarna både reflektera inkommande strålning och dessutom avge energi i form av konvektion till luften och strålning. Den återstående energin leds in i väggen. På insidan av tanken avges energi konvektivt till vätskan. Beräkningarna visar att temperaturen på insidan av tankväggen stiger mindre än 1°C och att energiflödet till PAA-lösningen maximalt uppgår till cirka 70 W/m².

¹² Används vid beräkning av värmeövergångstalet, h .

Modell 2

I denna modell antas PAA-lösningen vara solid och ingå som en del av väggelementet. Tjockleken på PAA-delen har satts till en tankradie, d.v.s. 3 meter. Detta antagande gör att ingen rörelse kan uppkomma i PAA-lösningen och beräkningarna kommer att medföra en högre temperatur närmast tankväggen än om vätskan tillåts omröras.



Figur 29. Principskiss av tankvägg, Modell 2.

Väggmaterial

Tjocklekar och materialegenskaper för aluminium, syrafast stål och mineralull är de samma som i Modell 1. Dessutom tillkommer följande indata för PAA. /27/ /38/

Material	Tjocklek [m]	Densitet, ρ [kg/m ³]	Värmekapacitet, C_p [J/kg K]	Värmeledningstal, k [W/m K]	Emissivitet ϵ
PAA (solid)	3	1050	2200	0,17	-

Tabell 20. Data för PAA (solid), egentligen 100-procentig ättiksyra.

Övergångszoner

Värden för övergången luft-aluminium är de samma som i Modell 1. För den andra sidan av den tänkta väggen, det vill säga den del som består av PAA, gjordes antagandet att ingen energi passerar ut ur väggen. Därmed krävs inga övergångsdata för den sidan.

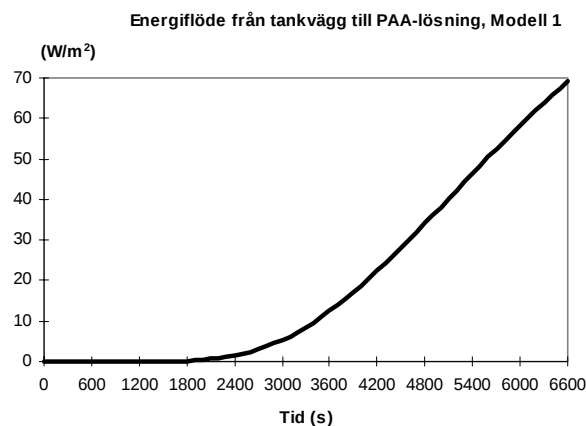
Beräkningar

Simuleringstiden är i detta fallet något kortare¹³ och sträcker sig från $t=0$ sekunder till $t=5200$ sekunder. Simuleringen visar även här på mycket låga temperaturhöjningar ($1-3^\circ\text{C}$) både vid skarven mellan stålet och PAA och cirka 3 cm in i PAA skiktet. Det maximala energiflödet 3 cm in i PAA-skiktet uppgår till cirka 9 W/m^2 .

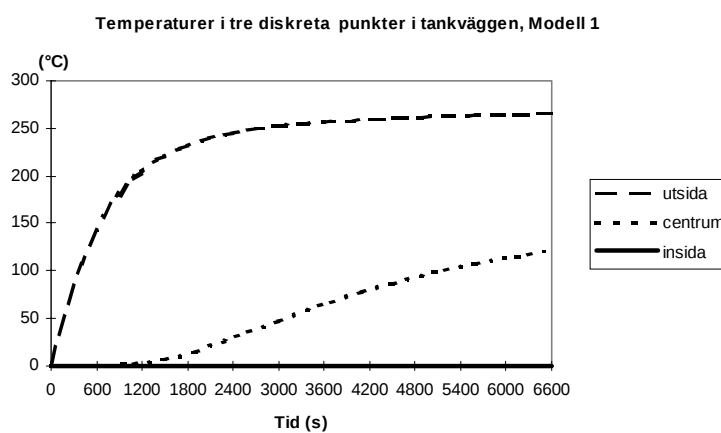
¹³ På grund av begränsningar i datorkapacitet.

Resultat

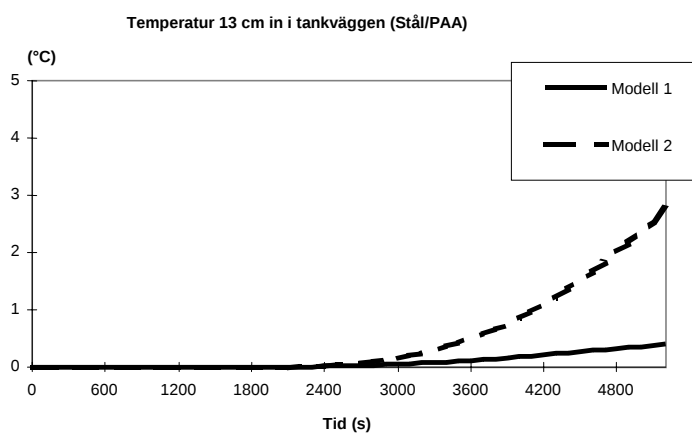
Några av resultaten åskådliggörs grafiskt. Detta återfinns i figur 30-32.



Figur 30. Energiflöde från tankväggen till PAA-lösningen enligt beräkningsmodell 1.



Figur 31. Beräknade temperaturer i tre diskreta punkter i tankväggen enligt beräkningsmodell 1.



Figur 32. Beräknad temperatur 13 cm in i tankvägg, en jämförelse mellan modell 1 och 2.

Kontrollberäkning med analytisk lösning

Energiflödesberäkningar för flerskiktsväggar är mycket svåra att utföra med hjälp av handräkningar. Då man ser på energibalansen i fallet med PAA-tanken ingår moment som reflektion, värmestrålning, konvektiv avsvälning, och värmeledning i de olika materialen. För att kunna kontrollera svaren från HSLAB har förenklade beräkningar på energibalans och värmeledning utförts.

Först uppskattas temperaturen i aluminiumplåten och sedan används denna temperatur för att beräkna energiflödet genom mineralullen. För att uppskatta temperaturen i aluminiumplåten har en enkel energiekvation satts upp. Ekvationen bygger på att energiflödet i aluminiumplåten är stationärt. Detta förhållande inställer sig mycket snabbt i den tunna plåten (2,5 mm).

Energibalansen kan skrivas:

$$q''_{in} - q''_{refl} - q''_c - q''_r = x \cdot \rho \cdot C_p \cdot \frac{dT}{dt} \quad \{\text{I}\}$$

där:

$$q''_{in} = \text{Infallande strålning mot tanken [W/m}^2\text{]}$$

$$q''_{refl} = \text{Strålning som reflekteras mot tanken [W/m}^2\text{]}$$

$$q''_c = \text{Konvektiv energiförlust från tank till omgivning [W/m}^2\text{]}$$

$$q''_r = \text{Emitterad strålning från tanken [W/m}^2\text{]}$$

$$x = \text{Aluminiumplåtens tjocklek [m]}$$

$$\rho = \text{Densitet för aluminium [kg/m}^3\text{]}$$

$$C_p = \text{Värmekapacitiveteten för aluminium [J/kg K]}$$

$$\frac{dT}{dt} = \text{Temperaturförändringen i aluminiumplåten med avseende på tiden [K/s]}$$

Ovanstående energibalans ger en förväntad temperatur i aluminiumplåten i varje tidpunkt. Efter att denna temperatur är beräknad så kan temperaturen på ett visst djup i den bakomliggande mineralullen beräknas enligt en analytisk lösning av värmeledningsekvationen /1/. Då det inte förekommer någon konvektiv avsvälning vid ytan och yttemperaturen är känd skrivs denna ekvation:

$$T(x, t) = T_0 + (T_1 - T_0) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{\sqrt{4\alpha \cdot t}}\right) \quad \{\text{II}\} /1/$$

där:

$$T(x, t) = \text{Temperaturen } x \text{ meter in i väggen, vid tiden } t \text{ [K]}$$

$$T_0 = \text{Temperaturen i väggen vid tiden } t=0 \text{ (initialtemperatur) [K]}$$

$$T_1 = \text{Väggens yttemperatur vid tiden } t \text{ [K]}$$

$$\operatorname{erfc}(z) \approx e^{-z^2} \cdot \frac{2 + z}{2 + (1 + 4/\sqrt{\pi}) \cdot z + \sqrt{\pi} \cdot z^2} \quad (\text{komplementära felfunktionen})$$

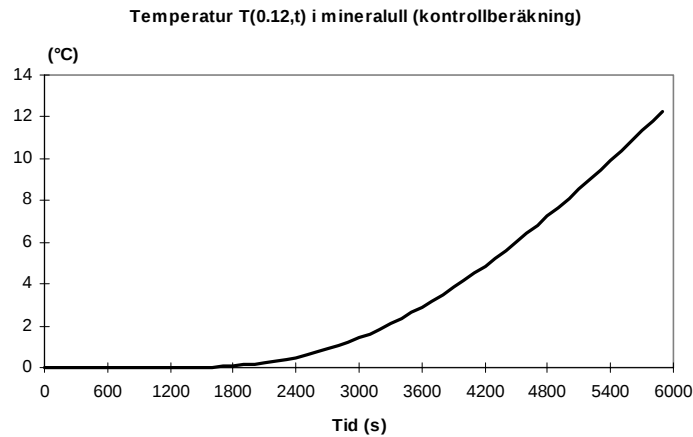
$$\alpha = \frac{k}{\rho \cdot C_p} \quad [\text{m}^2/\text{s}]$$

INDUSTRIBRAND VID EKA CHEMICALS I BOHUS
APPENDIX IX. BERÄKNINGAR PÅ PERÄTTIKSYRATANK

För att ekvation **II** skall gälla krävs att väggen kan betraktas som halvoändlig. Det villkor för väggens tjocklek L som då måste uppfyllas är:

$$L \geq 2,8 \cdot \sqrt{\alpha \cdot t} \quad \{\text{III}\} / 1/$$

Ekvation **III** ger att mineralullen kan betraktas som halvoändlig fram till tiden $t = 5900$ s. En omfattande iterering av alla parametrarna i ekvation **I** och **II** ger då följande temperaturutveckling 12 cm in i mineralullen, det vill säga på den obestrålade sidan av väggen (då mineralullen är exakt 12 cm tjock).



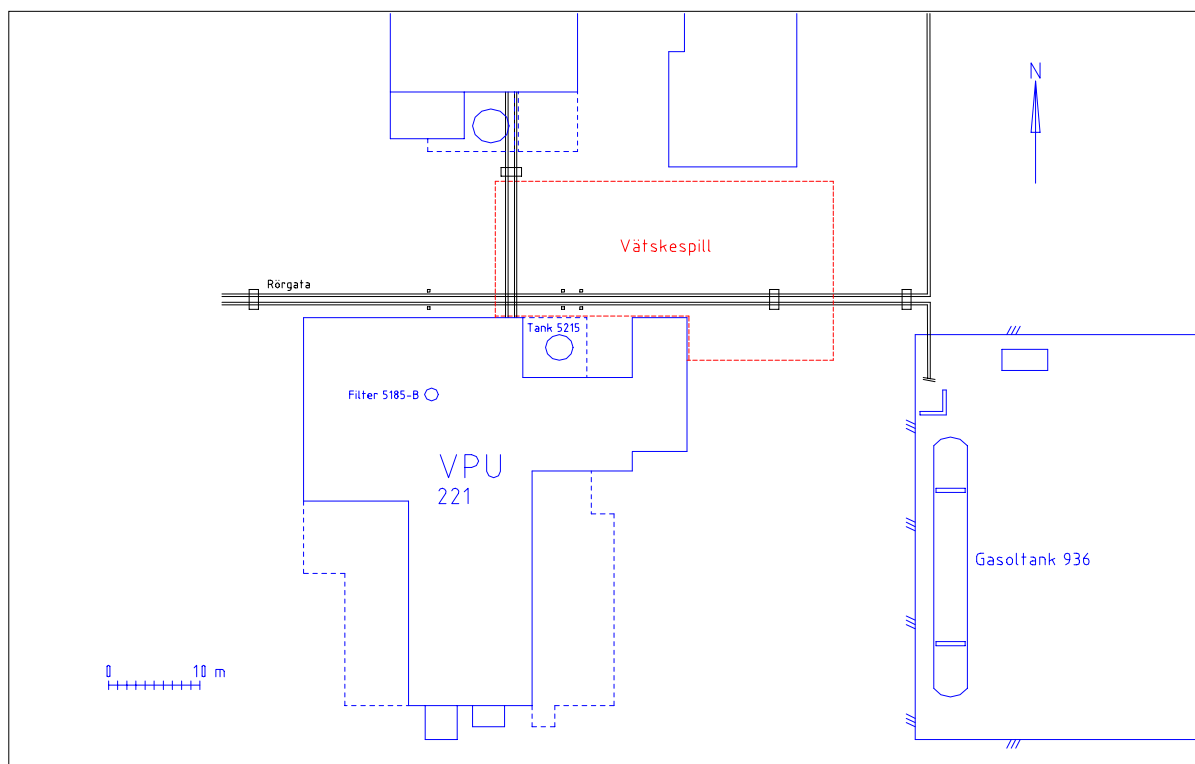
Figur33. Temperaturen på tankens insida (analytisk beräkning).

Denna beräkning ger ett något högre värde på tankens innertemperatur än simuleringarna i HSLAB. Dessa kontrollberäkningar är emellertid inte helt jämförbara med datorberäkningarna då de inte tar hänsyn till transienta tillstånd, etc. Dessutom bortser kontrollberäkningarna från stålet och behandlar endast mineralullen.

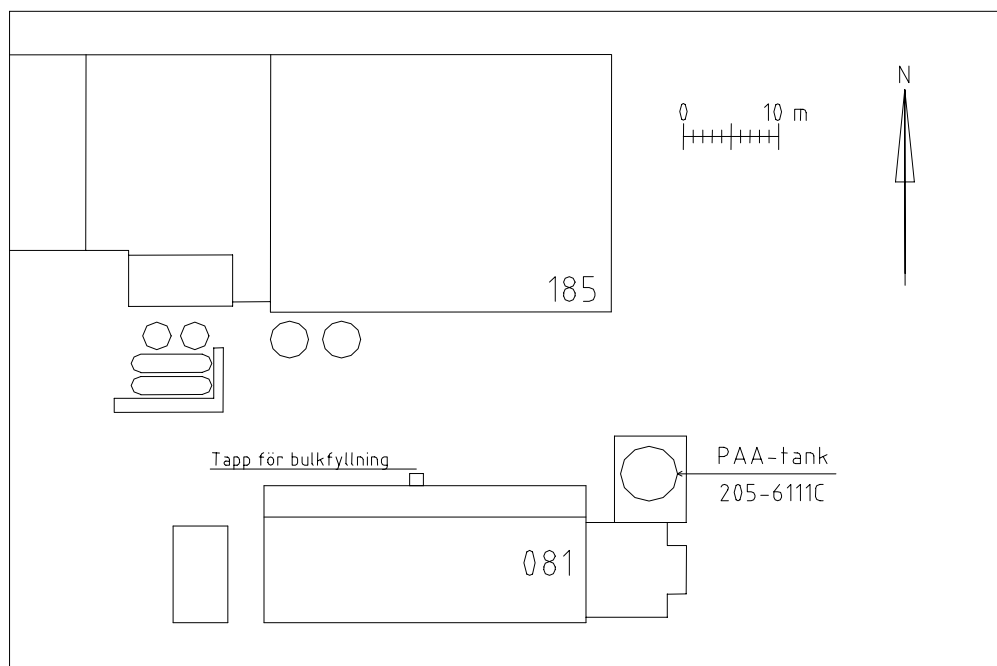
Kontrollberäkningarna visar att temperaturen endast stigit cirka 13°C efter 5900 sekunder (1h 38 min.) och detta får fortfarande anses som en relativt liten temperaturstegring. Resultatet visar att temperaturen i tanken inte riskerar att bli kritisk i händelse av brand i närliggande byggnad.

APPENDIX X. Kartor och ritningar

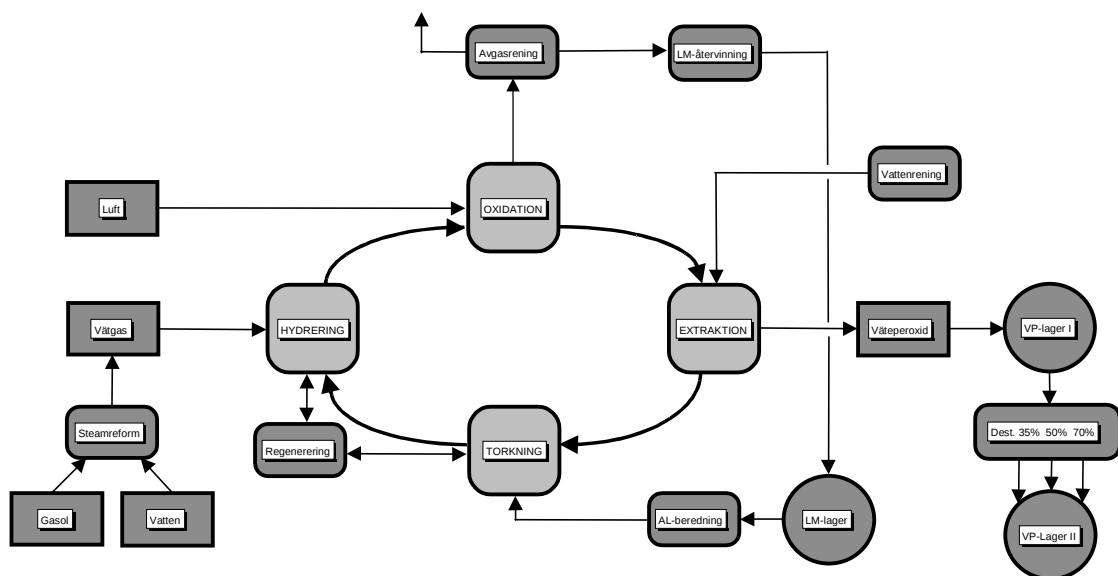
Kartskiss över området omkring Väteperoxidfabrik VPU



Kartskiss över området omkring perättiksyrafabriken [081]

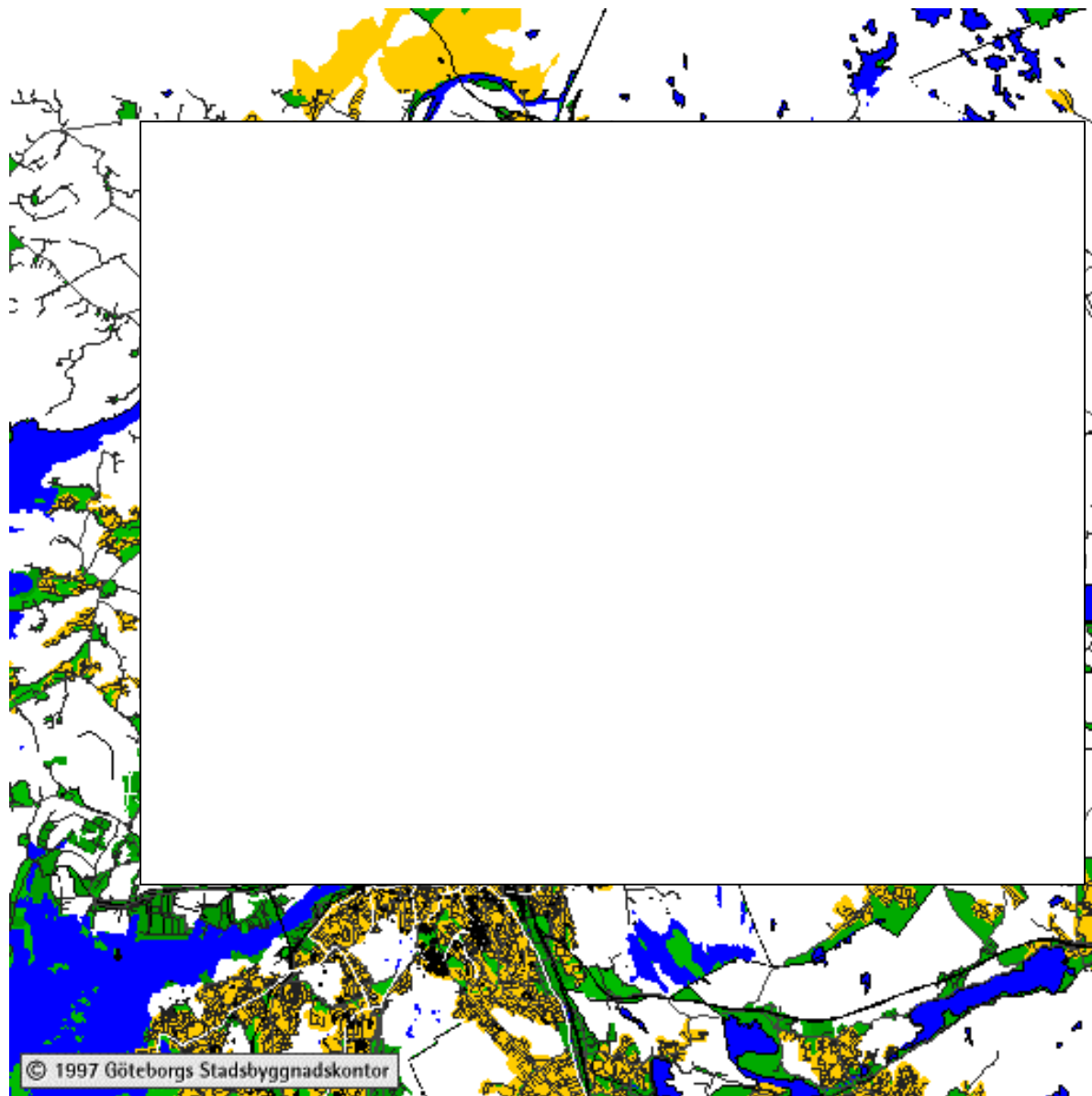


Blockschema över väteperoxidprocessen



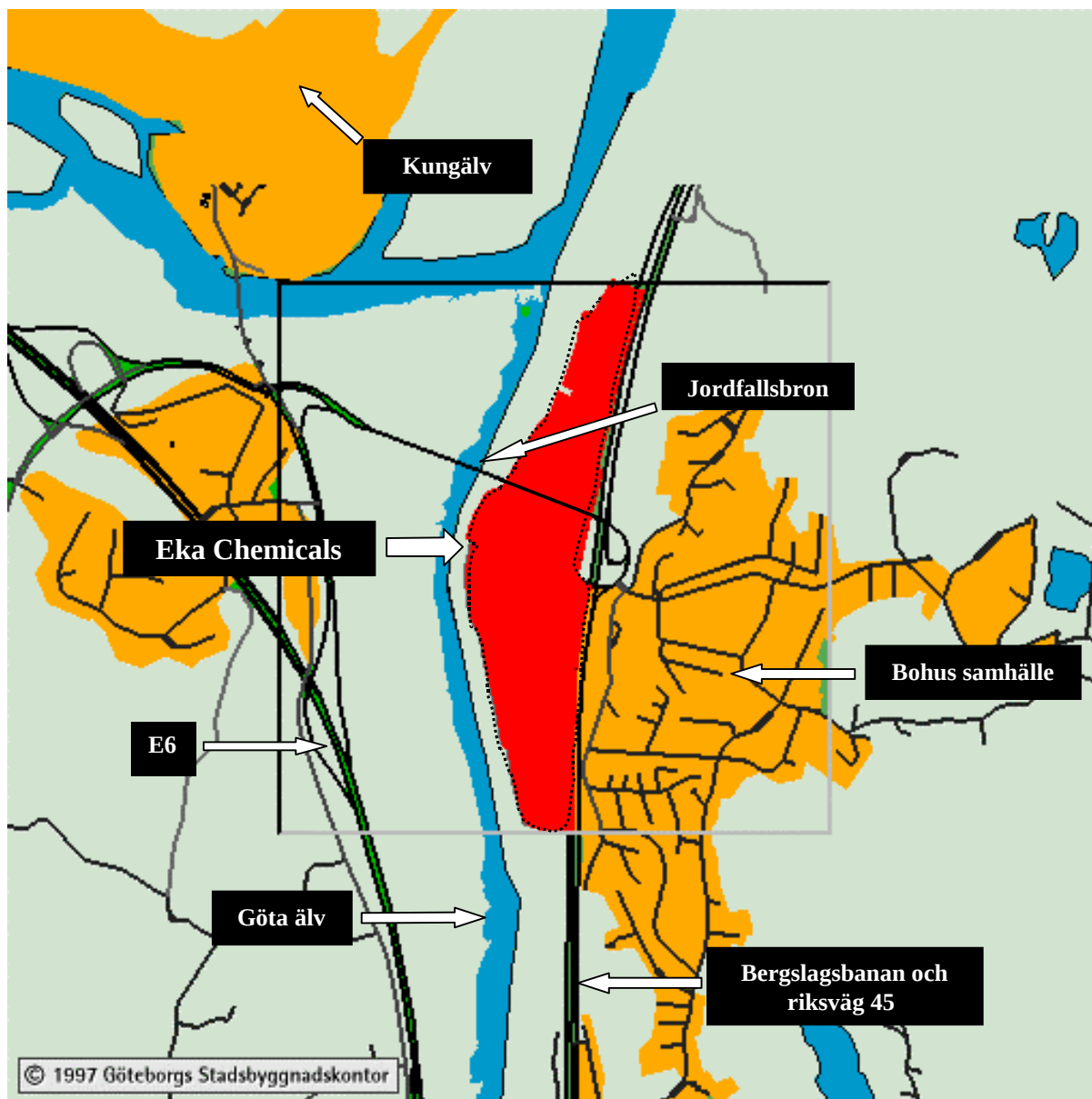
/31/

Kartbild över Göteborgsregionen



Använd med tillstånd av Göteborgs Stadsbyggnadskontor. /16/

Kartbild över Eka Chemicals och Bohus samhälle



Använd med tillstånd av Göteborgs Stadsbyggnadskontor. /16/

Kartbild över Eka Chemicals anläggningsområde

