

DOI: <https://doi.org/10.24000/0409-2961-2026-2-20-28>EDN: <https://elibrary.ru/YVSBEC>

УДК 331.461

© А.М. Кирсанова, С.И. Сумской, А.С. Софьин, 2026

## Моделирование кипения и испарения криогенных жидкостей при проливе

А.М. Кирсанова<sup>1,2</sup>, мл. науч. сотрудник, kirsanova@safety.ruС.И. Сумской<sup>3</sup>, канд. техн. наук, доцентА.С. Софьин<sup>1</sup>, канд. техн. наук, зав. отделом<sup>1</sup> ЗАО НТЦ ПБ, Москва, Российская Федерация<sup>2</sup> Институт вычислительной математики им. Г.И. Марчука Российской академии наук, Москва, Российская Федерация<sup>3</sup> НИЯУ МИФИ, Москва, Российская Федерация

**Резюме.** Статья посвящена численному моделированию процессов кипения (испарения) криогенных жидкостей, таких как сжиженный природный газ и жидкий азот, при проливе на различные твердые поверхности. Предложена математическая модель на основе системы дифференциальных уравнений теплопроводности, позволяющая учитывать пленочный и пузырьковый режимы кипения криогенных жидкостей.

Проведена верификация разработанной численной модели на опытных данных по кипению жидкого азота на песке, стальном листе, а также по кипению сжиженного природного газа на бетоне, на песчаном грунте. Продемонстрировано заметное улучшение сходности расчетов по предложенной модели с экспериментальными данными за счет учета перехода с пленочного режима кипения на пузырьковый, в особенности при моделировании кипения на металлах. Учет кипения в пленочном режиме особенно важен с точки зрения описания начальной стадии процесса, когда переход в паровую фазу особенно интенсивен, и существует необходимость избежать завышенных оценок интенсивностей испарения. Как показали расчеты, при пренебрежении стадией пленочного кипения и рассмотрении только стадии пузырькового кипения получаются существенно завышенные интенсивности.

Особо оговариваются сложности моделирования процесса кипения при проливах на поверхности с пористой проницаемой структурой типа насыпного песка. В этом случае шероховатость и проницаемость поверхностного слоя приводят к увеличению поверхности контакта холодной жидкой и нагретой твердой фаз и, как следствие, к увеличению интенсивности теплообмена и парообразования. В результате в опытах наблюдается более интенсивное по сравнению с гладкими непроницаемыми подстилающими поверхностями кипение. Учет повышения интенсивности кипения в этом случае осуществляется через введение поправочного коэффициента, учитывающего увеличение поверхности контакта разных фаз. Дальнейшее совершенствование разработанной модели может быть выполнено за счет включения в нее фильтрационного фактора.

**Ключевые слова:** аварийный пролив, кипение, испарение, нестабильная жидкость, сжиженный природный газ, жидкий азот, криогенная жидкость.

**Для цитирования:** Кирсанова А.М., Сумской С.И., Софьин А.С. Моделирование кипения и испарения криогенных жидкостей при проливе // Безопасность труда в промышленности. 2026. № 2. С. 20–28. DOI: 10.24000/0409-2961-2026-2-20-28

## Modeling Boiling and Evaporation of Cryogenic Liquids during a Spill

А.М. Kirsanova<sup>1,2</sup>, Junior Researcher, kirsanova@safety.ruS.I. Sumskey<sup>3</sup>, Cand. Sci. (Eng.), Assoc. Prof.A.S. Sofyin<sup>1</sup>, Cand. Sci. (Eng.), Department Head<sup>1</sup> STC «Industrial Safety» CJSC, Moscow, Russian Federation<sup>2</sup> Marchuk Institute of Numerical Mathematics of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russian Federation<sup>3</sup> National Research Nuclear University MEPhI, Moscow, Russian Federation

**Abstract.** The study is dedicated to the numerical modeling of boiling (evaporation) processes for cryogenic liquids, such as liquefied natural gas and liquid nitrogen, during spills onto various surfaces. A mathematical model based on a heat-conductivity differential equation system that accounts for the film and bubble boiling modes of cryogenic liquids has been proposed.

The developed numerical model has been verified using experimental data on liquid nitrogen boiling on sand and steel sheet, as well as liquefied natural gas boiling on concrete and sandy soil. A significant improvement in convergence between the proposed model and experimental data has been demonstrated due to accounting for the transition from film to bubble boiling mode, particularly for boiling modeling on metals. Considering boiling in film mode is specifically crucial when describing the initial stage of the process, when the transition to the vapor phase is particularly intense, and it is necessary to avoid excessive evaporation rates. According to calculations, neglecting the film boiling stage and considering only the bubble boiling stage results in significantly overestimated intensities.

The difficulties of modeling boiling processes during spills on surfaces with porous, permeable structures, such as loose sand, are specifically noted. In this case, the roughness and permeability of the surface layer increase the surface area of contact between the cold liquid and the heated solid phases and, consequently, the intensity of heat exchange and evaporation. Therefore, the experiments show a more intense boiling, compared to smooth and impermeable underlying surfaces. Boiling intensity increase was registered, in this case, by introducing a correction factor considering the increase in contact surface of various phases. The developed model can be further improved by including a filtration factor.

**Keywords:** accidental spill, boiling, evaporation, unstable liquid, liquefied natural gas, liquid nitrogen, cryogenic liquid.

**For citation:** Kirsanova A.M., Sumskey S.I., Sofyin A.S. Modeling Boiling and Evaporation of Cryogenic Liquids during a Spill. *Bezопасnost Truda v Promyshlennosti = Occupational Safety in Industry*. 2026. № 2. pp. 20–28. DOI: 10.24000/0409-2961-2026-2-20-28

### Введение

Определение количественных характеристик испарения криогенных (нестабильных при контакте с окружающей средой) жидкостей, характеризующихся

интенсивным парообразованием при их аварийных разливах, имеет большое практическое значение.

Скорость испарения криогенных жидкостей с твердых поверхностей может быть оценена с помо-

щью существующих эмпирических и полуэмпирических моделей [1–3]. Их недостаток — невозможность прогнозирования скорости кипения жидкости с учетом глубины, многослойности, промерзания подстилающей поверхности, и в частности, с учетом смены режимов кипения на поверхности с пленочного на пузырьковый. В публикации [4] показано, что расчет по математической модели работы [5] для прогнозирования парообразования криогенных жидкостей занижает скорости кипения по отношению к экспериментальным данным из-за неучета в модели пленочного режима кипения.

В существующих методиках расчета скорости испарения криогенных жидкостей, например, используемых в зарубежных программах FLACS, PHAST и ALOHA<sup>1</sup>, изложенных в зарубежных работах [6], а также в Руководстве по безопасности «Методические рекомендации по проведению анализа риска на объектах производства, транспортировки, хранения, отгрузки и использования сжиженного природного газа»<sup>2</sup>, применяются упрощенные модели расчета скоростей испарения криогенных сред, не учитывающие пленочного режима кипения и смены режимов кипения. Кроме того, в большинстве методик представлены модели, базирующиеся на аналитическом решении уравнений теплопроводности, что не позволяет при расчетах учитывать толщину слоя подстилающей поверхности и ее многослойность. Модель, представленная в данной работе, устраняет указанные ограничения, обеспечивая повышенную точность расчетов скоростей кипения криогенных жидкостей при прогнозировании аварий.

В работе [1] приводится математическая модель для расчета скорости кипения на основе системы дифференциальных уравнений теплопроводности, позволяющая учитывать охлаждение и промерзание подстилающей поверхности вследствие контакта с криогенной жидкостью. Учет пленочного режима кипения в модели [1] происходит с использованием коэффициента теплоотдачи поверхности, который для различных поверхностей и жидкостей должен определяться из экспериментальных данных, что может быть затруднительно. Модель, приведенная в данной статье, отличается от [1] более простой реализацией, включает в себя иной способ учета перехода с пленочного режима кипения на пузырьковый, а также учитывает многослойность подсти-

лающей поверхности. Моделирование кипения на многослойных поверхностях позволит улучшить прогнозирование данного процесса при пролитии жидкостей на покрытия, состоящие из нескольких материалов.

Скорость испарения криогенных жидкостей является определяющим фактором процесса формирования пожаровзрывоопасных топливно-воздушных облаков. Она определяет интенсивность и массу поступающего в атмосферу горючего газа, что позволяет оценить размеры, массу и способность к взрыву образующихся топливно-воздушных облаков, масштабы и последствия возможного взрыва и пожара. С учетом этого особенно важными становятся достоверность описания процесса испарения (кипения) и подтверждение этой достоверности путем соответствующей верификации [7–10].

Скорость испарения криогенных жидкостей при проливе определяется тепловыми потоками от подстилающей поверхности и окружающего воздуха, излучением от солнца и (или) происходящего рядом пожара, интенсивностью уноса паров от пролива в атмосферу. Тепловые потоки зависят от проницаемости, влажности поверхности, на которой происходит испарение, и от ее теплофизических параметров (плотность, теплопроводность, теплоемкость), а также от состояния атмосферы (температура, ветер, турбулентность).

В основном при таком теплообмене с криогенной жидкостью преобладает тепловой поток, поступающий к проливу от подстилающей поверхности. При проливе на твердую поверхность криогенная жидкость практически мгновенно закипает за счет большой разности температур между проливом и подстилающей поверхностью [1]. Например, при проливе сжиженного природного газа (СПГ) на твердую поверхность при стандартных условиях разность температур в начальный момент времени достигает 182 °С.

Процессы кипения криогенных жидкостей достаточно хорошо изучены экспериментально [1]. Различают пленочный и пузырьковый режимы кипения. Пленочный режим обычно наблюдается при разности температур между проливом и подстилающей поверхностью  $\Delta T \geq 30$  К [1]. При этом между поверхностью и жидкостью образуется паровая подушка (пленка), которая препятствует теплообмену между поверхностью и проливом. По мере охлаждения поверхности тепловой поток от нее к жидкости уменьшается, скорость испарения падает. При достижении разницы температур примерно 30 К происходит переход из пленочного режима кипения в пузырьковый. Данный переход заключается в исчезновении паровой подушки (пленки), что приводит к непосредственному контакту поверхности и жидкости с резким увеличением теплового потока от поверхности к проливу и, как следствие, возрастанию скорости испарения пролива. Далее по мере

<sup>1</sup> FLACS — коммерческое программное обеспечение для вычислительной гидродинамики; PHAST — коммерческое программное обеспечение для количественной оценки риска в нефтегазовой и химической промышленности; ALOHA — программное обеспечение для количественной оценки последствий аварийных выбросов опасных веществ.

<sup>2</sup> Об утверждении руководства по безопасности «Методические рекомендации по проведению анализа риска на объектах производства, транспортировки, хранения, отгрузки и использования сжиженного природного газа»: приказ Ростехнадзора от 9 авг. 2024 г. № 251. URL: <https://docs.cntd.ru/document/1310431966> (дата обращения: 01.01.2026).

охлаждения поверхности  $\Delta T < 30$  К наблюдается пузырьковый режим кипения, во время которого поток тепла от поверхности и скорость испарения снова уменьшаются.

Представленная математическая модель кипения криогенных жидкостей имеет практическую значимость для задач промышленной, пожарной и экологической безопасности. Результаты в части повышения точности прогнозирования скоростей кипения криогенных жидкостей, полученные в работе, могут быть интегрированы в инженерные расчеты, связанные с определением зон поражения при взрыве, моделированием сценариев аварийного растекания и испарения проливов при разработке планов локализации аварий, проектировании защитных сооружений для объектов обращения с криогенными жидкостями и др.

**Постановка задачи и математическая модель процесса**

Переменная во времени массовая скорость испарения  $r(t)$  может быть определена из уравнения:

$$r(t) = q(t)/L_{исп}, \tag{1}$$

где  $q(t)$  — поток тепла, подводимый к жидкости от подстилающей поверхности, Вт/м<sup>2</sup>;  $t$  — время, с;  $L_{исп}$  — удельная теплота парообразования жидкости, Дж/кг.

При известном распределении температуры  $T(x, t)$  вглубь поверхности  $x$  при ее охлаждении в результате контакта с криогенной жидкостью поток тепла от подстилающей поверхности к проливу может быть рассчитан по закону Фурье:

$$\bar{q}(x, t)|_S = -k\nabla T(x, t)|_S, \tag{2}$$

где  $S$  — площадь поверхности контакта с криогенной жидкостью, м<sup>2</sup>;  $k$  — коэффициент теплопроводности подстилающей поверхности, Вт/(м·К).

Распределение температуры  $T(x, t)$  находится путем решения одномерного однородного дифференциального уравнения теплопроводности.

Например, уравнение теплопроводности, описывающее охлаждение бесконечно глубокой однородной подстилающей поверхности вглубь вследствие контакта с проливом температурой  $T_{пр}$  (полагается равной температуре кипения пролива криогенной жидкости  $T_{кип}$ ), К, имеет вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial T(x, t)}{\partial t} = a^2 \nabla T(x, t), 0 \leq x < +\infty; \\ T(0, t) = T_{пр}, \end{cases} \tag{3}$$

где  $a$  — коэффициент температуропроводности (или тепловой диффузии), м<sup>2</sup>/с,  $a^2 = k/(c\rho)$ ;  $c$  — удельная теплоемкость подстилающей поверхности, Дж/(кг·К);  $\rho$  — объемная плотность подстилающей поверхности, кг/м<sup>3</sup>.

В работе [1] приводится аналитическое решение для потока тепла от поверхности к проливу, полученное из решения уравнения (3), которое искусственно дополняется константой  $\chi_{н}$  (безразмерный коррекционный коэффициент) для коррекции теплового потока от подстилающей поверхности к проливу, в частности из-за проницаемости подстилающей поверхности:

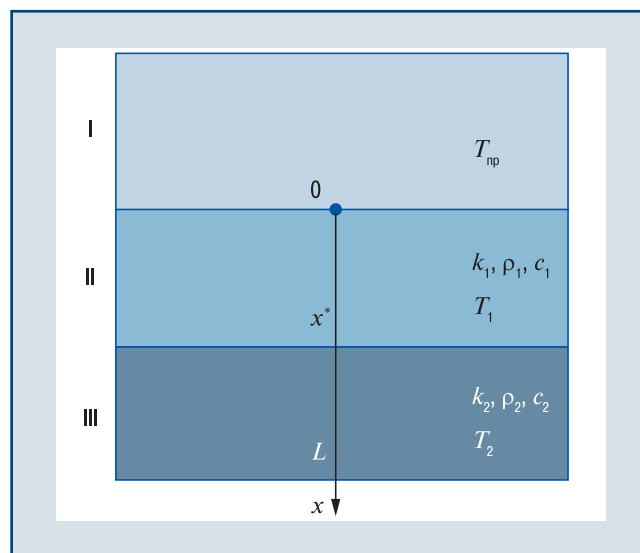
$$q(t) = \chi_{н} \frac{\sqrt{k\rho c}}{\sqrt{\pi t}} (T_{0\text{ пов}} - T_{пр}), \tag{4}$$

где  $T_{0\text{ пов}}$  — начальная температура поверхности и всего слоя, К.

Согласно [1] коэффициент  $\chi_{н}$  применим только к конкретным грунтам, теплоизоляционным и герметизирующим материалам площадок расположения объектов СПГ и определяется подбором. Например, в работе [2] для сухого проницаемого песчаного грунта  $\chi_{н} = 2,63$ .

Формула (4) может быть применена только при разности температур между проливом и поверхностью  $\Delta T < 30$  К, что соответствует протеканию пузырькового режима кипения [1] и полному контакту жидкости с поверхностью, когда температура на поверхности равна температуре жидкости.

Ниже приводится математическая модель, позволяющая учитывать в расчете пленочный и пузырьковый режимы кипения, а также толщину и многослойность поверхности кипения. Геометрия задачи представлена на рис. 1 (здесь I — область с жидкой фазой; II, III — различные слои в подстилающей поверхности).



▲ Рис. 1. Геометрия задачи  
▲ Fig. 1. Problem geometry

Система уравнений теплопроводности, моделирующая процесс охлаждения двухслойной поверхности (каждый слой однороден) вглубь в результате контакта с криогенной жидкостью, имеет вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial T_1}{\partial t} = a_1^2 \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2}, & 0 < x < x^*; \\ \frac{\partial T_2}{\partial t} = a_2^2 \frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2}, & x^* < x < L, \end{cases} \quad (5)$$

где  $a_1, a_2$  — коэффициенты температуропроводности (тепловой диффузии) соответственно сред 1 и 2;  $x^*$  — координата границы раздела слоев;  $L$  — глубина подстилающей поверхности.

Для сшивки системы уравнений (5) на поверхности контакта двух сред  $x = x^*$  ставится граничное условие 4-го рода:

$$\begin{cases} T_1(t, x^*) = T_2(t, x^*); \\ -k_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big|_{x=x^*} = -k_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big|_{x=x^*}, \end{cases} \quad (6)$$

где  $k_1, k_2$  — коэффициенты теплопроводности соответственно сред 1 и 2.

Систему уравнений (5), (6) можно обобщить на случай трех и более слоев.

В качестве начальных условий задается начальная температура подстилающей поверхности  $T(x, 0) = T_{0\text{пов}}$ , которая полагается равной температуре окружающей среды  $T_{\text{окр}}$ .

На нижней границе  $x = L$  ставится условие отсутствия теплообмена с окружающей средой (теплоизолированная поверхность), что равносильно заданию нулевого потока тепла через границу (закон Фурье):

$$\bar{q}(x, t) \Big|_S = -k_2 \nabla T(x, t) \Big|_{x=L} = 0. \quad (7)$$

Учет пленочного и пузырькового режимов кипения предлагается проводить путем варьирования граничного условия на верхней границе  $x = 0$  (граница контакта подстилающей поверхности и пролива) в зависимости от разности температур между подстилающей поверхностью  $T_{\text{пов}}(t)$  и пролива  $T_{\text{пр}}$ .

При разнице температур  $[T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} < 30]$ , соответствующей протеканию пузырькового режима кипения, на верхней границе задается условие, которое соответствует непосредственному контакту жидкости и подстилающей поверхности:

$$T(0, t) = T_{\text{пр}}, \text{ при } T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} < 30. \quad (8)$$

При разнице температур  $[T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} \geq 30]$ , соответствующей протеканию пленочного режима кипения, на верхней границе задается тепловой поток:

$$q(t) = h_s [T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}}], \text{ при } T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} \geq 30, \quad (9)$$

где  $h_s$  — коэффициент теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $T_{\text{пов}}(t)$  — температура подстилающей поверхности, К.

Таким образом, граничное условие для температуры на верхней границе определяется из условия:

$$-k_1 \nabla T(x, t) \Big|_{x=0} = h_s [T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}}],$$

$$\text{при } T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} \geq 30. \quad (10)$$

Коэффициент  $h_s$  может быть определен из экспериментальных данных. В работе [1] приводится значение  $h_s$ , полученное путем аппроксимации экспериментальных данных по кипению метана на металлических поверхностях (погрешность не более 5 %):

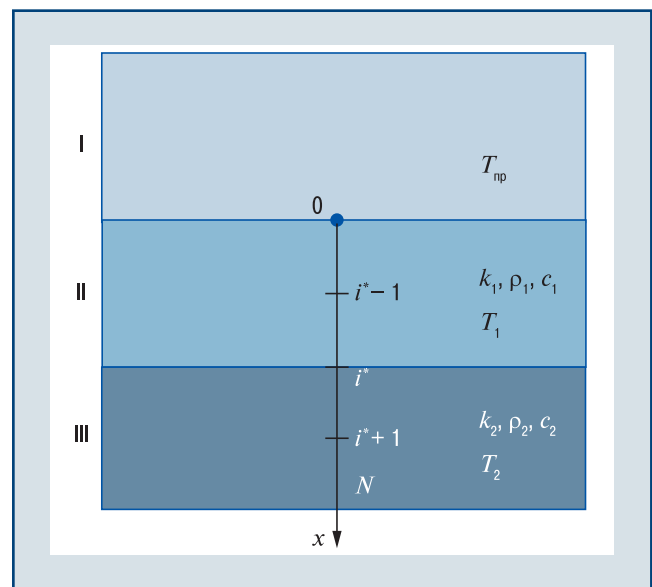
$$h_s = \frac{11\,297}{T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}}} + 150, \quad \text{при } 30 \leq T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} \leq 200. \quad (11)$$

Для учета только пузырькового режима кипения (пренебрежение пленочным режимом) задается граничное условие (8) для любой разности температур между проливом и подстилающей поверхностью.

Температура пролива криогенной жидкости в расчетах полагается постоянной и равной температуре ее кипения  $T_{\text{пр}} = T_{\text{кип}}$ .

#### Численный метод решения модели кипения жидкости

Для численного решения системы уравнений теплопроводности (5) может быть использована неявная центральная трехточечная разностная схема. Шаблон, на котором она записывается, представлен на рис. 2. Для учета коэффициента  $\chi_n$  его предлагается включить в (2) аналогично (4) для коррекции теплового потока при учете неровностей и проницаемости грунта:



▲ Рис. 2. Шаблон разностной сетки  
▲ Fig. 2. Difference grid pattern

$$\left\{ \begin{array}{l} -c_1 T_{i-1}^{n+1} + (1 + 2c_1) T_i^{n+1} - c_1 T_{i+1}^{n+1} = T_i^n, \\ \text{при } i < i^*; \\ -c_2 T_{i-1}^{n+1} + (1 + 2c_2) T_i^{n+1} - c_2 T_{i+1}^{n+1} = T_i^n, \\ \text{при } i > i^*; \\ T_i^{n+1} = \frac{k_2 T_{i+1}^{n+1} + k_1 T_{i-1}^{n+1}}{k_1 + k_2}, \text{ при } i = i^*; \\ c_1 = \frac{a_1^2 \Delta t}{\Delta x^2}; c_2 = \frac{a_2^2 \Delta t}{\Delta x^2}, \end{array} \right. \quad (12)$$

где  $n$  — номер шага моделирования по времени;  $i$  — индекс расчетного узла;  $i^*$  — индекс расчетного узла на границе раздела слоев материалов.

Начальные и граничные условия для системы уравнений (12) в дискретном виде примут вид:

$$T_i^0 = T_{\text{окр}}; \quad (13)$$

$$T_0^{n+1} = \begin{cases} -\frac{h_s \Delta x (T_1^{n+1} - T_{\text{пр}})}{k_1} + T_1^n, \\ \text{при } T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} \geq 30; \\ T_{\text{пр}}, \text{ при } T_{\text{пов}}(t) - T_{\text{пр}} < 30; \end{cases} \quad (14)$$

$$T_N^{n+1} = T_{N-1}^{n+1}. \quad (15)$$

Для расчета потока тепла от подстилающей поверхности к проливу используется закон Фурье:

$$q^{n+1} = \chi_{\text{пл}} k_1 \frac{T_1^{n+1} - T_0^{n+1}}{\Delta x}. \quad (16)$$

Массовая скорость испарения  $r(t)$  жидкости определяется путем интегрирования теплового потока (16) методом трапеций:

$$r^{n+1} = (q^{n+1} + q^n) / (2L_{\text{исп}}). \quad (17)$$

Система уравнений (12)–(15) может быть эффективно решена методом трехточечной прогонки.

### Верификация методов расчета кипения жидкости

Наиболее достоверное подтверждение разработанной модели можно получить при сравнении ее предсказаний с данными экспериментов.

В работе [11] проводились экспериментальные исследования проливов криогенных жидкостей, таких как СПГ и жидкий азот, на различные поверхности в целях определения количественных характеристик кипения и испарения проливов. В качестве поверхностей кипения использовались бетон, различные типы песчаных грунтов и сталь, так как на данные материалы наиболее вероятно могут проливаться криогенные жидкости. Экспериментальная установка представляла собой короб с исследуемой поверхностью, покрытый с боков теплоизолирующими стенками и установленный на весовую платформу. Площадь основания короба составляла 1 м<sup>2</sup>.

Теплофизические параметры СПГ и жидкого азота, которые использовались при расчетах, представлены в табл. 1.

Теплофизические параметры материалов поверхностей кипения, используемых при расчетах, приведены в табл. 2.

Для моделирования эксперимента проводилось численное решение системы уравнений (5). Расчеты проводились с учетом пузырькового и пленочного кипения, а также, для сравнения, с учетом только пузырькового кипения.

### Кипение жидкого азота на стальном листе и песке

В эксперименте работы [11] рассматривалось кипение жидкого азота как на стали (поверхность кипения представляла собой лист стали толщиной 2 мм, который был уложен на песок (влажный 10%-ный песчаный грунт, см. табл. 2) толщиной около 0,2–0,3 м), так и на различных грунтах. На рис. 3 (здесь 1 — эксперимент (1-я серия); 2 — эксперимент

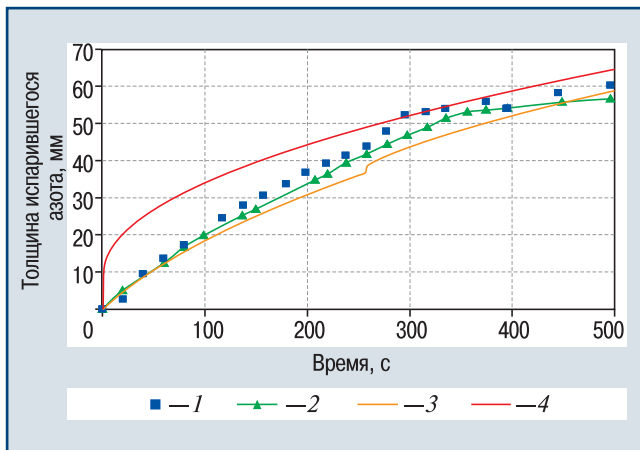
Таблица 1

Криогенная жидкость	Температура кипения, К	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Удельная теплота парообразования, кДж/кг
СПГ	111,0	500,0	511,00
Жидкий азот	77,4	806,1	199,18

Таблица 2

Материал поверхности <sup>1</sup>	Корректирующий коэффициент	Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Удельная теплоемкость, Дж/(кг·К)	Коэффициент тепловой диффузии, м <sup>2</sup> /с
Сталь	1,00	58,00	7850	482	1,53·10 <sup>-5</sup>
Бетон	1,00	1,51	2400	840	7,49·10 <sup>-7</sup>
Сухой грунт (песчаный)	2,63	0,32	1500	800	2,67·10 <sup>-7</sup>
Влажный грунт (песчаный, 10 % воды)	1,00	1,75	1700	840	1,23·10 <sup>-6</sup>
Утрамбованный грунт (песчаный, непроницаемый)	1,00	1,05	1700	840	7,35·10 <sup>-7</sup>

<sup>1</sup> Данные взяты с сайта <https://klinkerprom.ru/videoteka/Таблица%20теплопроводности%20материалов.pdf>



▲ Рис. 3. Зависимость толщины испарившегося жидкого азота с влажного песка (10 % влаги) от времени  
▲ Fig. 3. Dependence of the thickness of evaporated liquid nitrogen from wet sand (10% moisture) on time

(2-я серия); 3 — расчет по модели (с учетом пленочного и пузырькового режимов кипения); 4 — расчет по модели (с учетом только пузырькового режима кипения) представлены экспериментальные данные [11] кипения жидкого азота на листе стали, уложенной на песок, в сравнении численным расчетом по модели, изложенной в статье.

Варьирование толщины песка в пределах 0,2–0,3 м не приводит к видимым изменениям (см. рис. 3).

Из рис. 3 видно, что учет пленочного режима кипения значительно улучшает согласие численного решения с экспериментальными данными. Расчеты, учитывающие только модель пузырькового режима кипения, дают сильно завышенные значения испарившихся масс на интервале времен до  $t = 260–320$  с (до момента перехода режима кипения из пленочного в пузырьковый). Расчетное время перехода  $t_{п} \approx 281$  с.

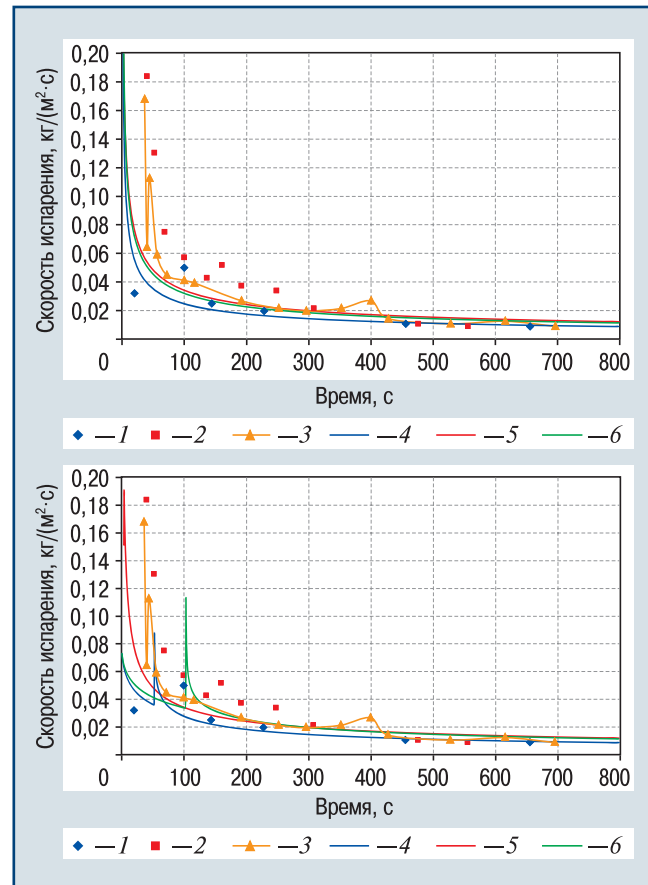
#### Кипение сжиженного природного газа на песчаном грунте

В работах [1, 11] представлены экспериментальные данные по кипению СПГ на различных песчаных грунтах: непроницаемом, влажном (3,4 % воды) и сухом грунте с просачиванием толщиной 0,2–0,3 м. Теплофизические параметры грунтов в [1, 11] не уточняются.

Эти опыты также смоделированы с использованием изложенного подхода.

Теплоемкость и плотность непроницаемого и влажного грунтов полагались равными  $c = 840$  Дж/(кг·К) и  $\rho = 1700$  кг/м<sup>3</sup>.

На рис. 4 (здесь 1 — эксперимент «Непроницаемый грунт»; 2 — эксперимент «Сухой грунт с просачиванием»; 3 — эксперимент «Влажный грунт»; 4 — расчет по модели «Непроницаемый грунт»; 5 — расчет по модели «Сухой грунт с просачиванием»; 6 — расчет по модели «Влажный грунт») представлены результаты численных расчетов в сравнении с экспериментальными данными [11]: на рис. 4, а — с учетом только пузырькового режима кипения; на



▲ Рис. 4. Зависимость скорости испарения СПГ от времени при проливе на различные поверхности  
▲ Fig. 4. Dependence of LNG evaporation rate on time during a spill onto various surfaces

рис. 4, б — с учетом пленочного и пузырькового режимов кипения.

Наиболее сильное расхождение результатов расчета скоростей испарения наблюдается для сухого грунта с просачиванием на интервале  $t < 300$  с. Это обусловлено значительным ростом скорости испарения СПГ в эксперименте, скорее всего, за счет увеличения поверхности кипения в процессе его просачивания в песок. В данном случае численные расчеты занижают скорость испарения на начальном временном интервале моделирования, что скажется, например, на уменьшении зон поражения при прогнозировании взрыва облака паров жидкости и, как следствие, приведет к занижению опасности.

Для учета возрастания скорости испарения на сухом грунте за счет просачивания СПГ в расчетной модели в (16) использовался коррекционный коэффициент  $\chi_{п} = 2,63$ , что позволило значительно улучшить сходимость с экспериментальными данными.

Для непроницаемого грунта наблюдается хорошее совпадение расчета с экспериментальными данными на всем временном интервале моделирования. Учет пленочного режима кипения улучшил сходимость с экспериментальными данными. Экспериментальное значение времени перехода из пленочного режима

кипения в пузырьковый составило  $t_n \approx 0-100$  с, а расчетное —  $t_n \approx 55$  с.

Для влажного грунта экспериментальное значение времени перехода из пленочного режима кипения в пузырьковый лежит в диапазоне  $t_n \approx 0-50$  с, а расчетное  $t_n \approx 100$  с. Расхождение экспериментальных данных и расчета при  $t < 100$  с также может быть обусловлено значительным ростом скорости испарения СПГ за счет его просачивания.

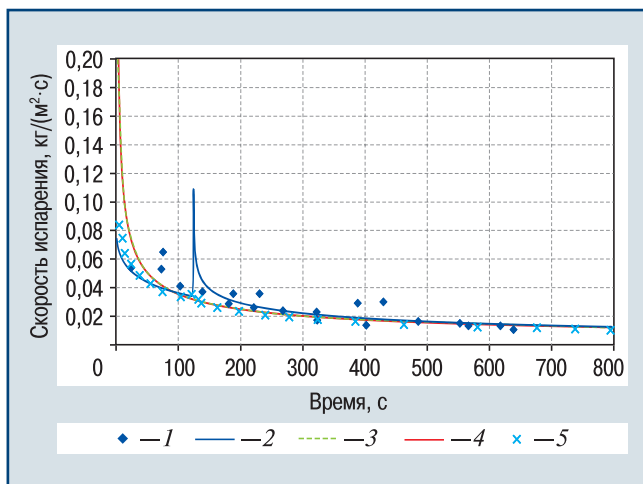
Отметим, что на длительном временном интервале моделирования (при  $t > 300$  с) результаты расчетов хорошо сходятся с экспериментальными данными для всех трех типов грунтов. Причем на данном интервале их скорости кипения практически совпадают, несмотря на большой разброс между теплофизическими параметрами.

### Кипение сжиженного природного газа на бетоне

В работе [3] приводятся результаты расчета экспериментальных данных по кипению СПГ на бетоне [12]. Теплофизические параметры бетона приведены в табл. 2.

Толщина бетона в [12] не уточняется. Расчеты проводились для однослойной бесконечно глубокой бетонной поверхности.

Экспериментальные данные [12] в сравнении с численным расчетом по модели в данной работе и расчетами в работе [3] представлены на рис. 5 (здесь 1 — эксперимент; 2 — расчет по модели с учетом пузырькового и пленочного режимов кипения; 3 — расчет по модели с учетом только пузырькового режимов кипения; 4 — расчет по модели [3]).



▲ Рис. 5. Зависимость суммарной массы испарившегося СПГ с 1 м<sup>2</sup> бетона от времени  
▲ Fig. 5. Dependence of the total mass of evaporated LNG with 1 м<sup>2</sup> of concrete on time

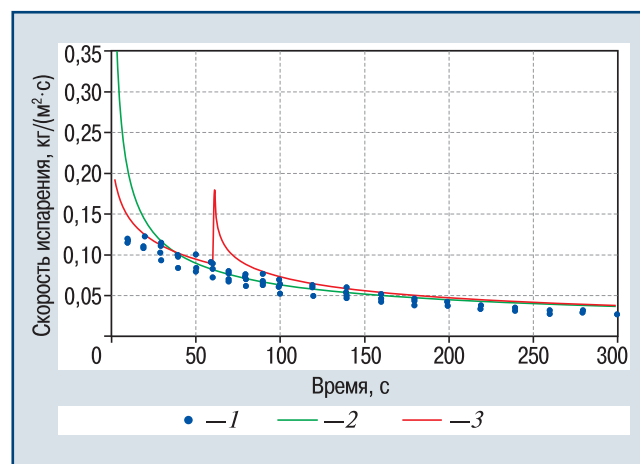
Из рис. 5 видно хорошее согласование расчетов с экспериментом. Учет пленочного режима кипения позволил улучшить сходимость расчета с экспериментальными данными на начальном временном интервале.

Расчет времени перехода  $t_n \approx 120$  с из пленочного режима в пузырьковый по модели, представленной в данной работе, совпадает с расчетом по [3]. При этом экспериментальное значение  $t_n$  приблизительно лежит в диапазоне 60–100 с.

### Кипение жидкого азота на песке

В работе [4] приводятся экспериментальные данные по кипению азота на поверхности песка толщиной 7 см, которая покрыта фольгой толщиной 200 мкм. Теплофизические параметры песка:  $\rho = 1380$  кг/м<sup>3</sup>,  $k = 0,97$  Вт/м<sup>2</sup>,  $c = 840$  Дж/(кг·К),  $\chi_n = 1$ .

На рис. 6 (здесь 1 — эксперимент; 2 — расчет по модели с учетом только пузырькового режимов кипения; 3 — расчет по модели с учетом пузырькового и пленочного режимов кипения) представлены результаты численных расчетов по предложенной модели в сравнении с экспериментальными данными [4].



▲ Рис. 6. Зависимость скорости испарения жидкого азота от времени при проливе на песок  
▲ Fig. 6. Dependence of liquid nitrogen evaporation rate on time during spill onto sand

Из рис. 6 можно видеть хорошее согласование расчетов по представленной в работе модели с экспериментальными данными. Учет пленочного режима кипения во втором расчете позволил лучше описать скорости испарения в диапазоне от 0 до 30 с, в то время как учет только пузырькового кипения дает завышенные скорости испарения на этом интервале.

В расчете наблюдается скачок скорости испарения (переход из пленочного режима кипения в пузырьковый) примерно в момент времени  $t_n \approx 60$  с, что могло не зафиксироваться в эксперименте из-за недостаточности малого интервала времени между измерениями скорости испарения.

Отметим, что модель, приведенная в данной работе, учитывает только тепловой поток от подстилающей поверхности к проливу. В общем случае необходимо также принимать во внимание потоки тепла, обусловленные излучением (солнце, пожар и пр.), конвекцией паров над поверхностью жидкости

и т.п. С учетом показанной в работе хорошей сходимости с существующими экспериментальными данными можно сделать вывод, что при моделировании кипения криогенных жидкостей в рамках рассмотренных задач допустимо пренебречь данными потоками в связи с их незначительностью по сравнению с потоком тепла от поверхности.

### Заключение

В данной работе описана математическая модель и численный метод для расчета количественных характеристик кипения и испарения нестабильных жидкостей, таких как сжиженный природный газ и жидкий азот, с различных теплопроводящих твердых поверхностей, в том числе многослойных. Предложен способ учета режимов кипения жидкости — пленочного и пузырькового. Ключевым назначением такой модели является оценка интенсивности и массы поступающего в атмосферу горючего газа, что позволяет охарактеризовать размеры, массу и способность к взрыву образующихся топливно-воздушных облаков, масштабы и последствия возможных взрыва и пожара.

Проведена верификация численной модели на опытных данных по кипению жидкого азота и сжиженного природного газа на поверхностях из различных песчаных грунтов, стали и бетона. продемонстрировано заметное улучшение сходимости расчетов по предложенной модели с экспериментальными данными, которое достигнуто за счет учета перехода с пленочного режима кипения на пузырьковый, особенно при моделировании кипения на металлах. Учет кипения в пленочном режиме очень важен с точки зрения описания начальной стадии процесса, когда переход в паровую фазу максимально интенсивен, и существует необходимость избежать завышенных интенсивностей испарения. Как показали расчеты, при пренебрежении стадией пленочного кипения и рассмотрении только стадии пузырькового получаются не наблюдаемые в опытах существенно завышенные интенсивности.

Отдельно следует оговорить сложности моделирования процесса кипения при проливах на поверхности с пористой проницаемой структурой типа насыпного песка. В этом случае шероховатость и проницаемость поверхностного слоя приводят к увеличению поверхности контакта холодной жидкой фазы с нагретой твердой и, как следствие, к увеличению интенсивности теплообмена и парообразования. В результате в опытах наблюдается более интенсивное по сравнению с гладкими непроницаемыми подстилающими поверхностями кипение. Учет повышения интенсивности кипения при таком развитии событий возможен через введение поправочного коэффициента, учитывающего увеличение поверхности контакта разных фаз. Дальнейшее совершенствование разработанной модели возможно за счет включения в нее фильтрационного фактора.

Разработанная модель может быть использована при оценке последствий возможных аварий с выбросом перегретых жидкостей, выполняемых в рамках анализа промышленной, пожарной и экологической безопасности.

### Благодарности

Работа поддержана Московским центром фундаментальной и прикладной математики в ИВМ РАН (соглашение с Минобрнауки России № 075-15-2025-347).

### Список литературы / References

1. Сафонов В.С. Проблемы обеспечения безопасности объектов сжиженного природного газа. Часть II. Современные подходы к моделированию аварийных процессов и их последствий на объектах производства, хранения и перевозки сжиженного природного газа. М.: ЗАО НТЦ ПБ, 2020. 478 с.
2. Safonov V.S. Problems of ensuring the safety of liquefied natural gas facilities. Part II. Modern approaches to modeling of emergency processes and their consequences at the facilities of production, storage and transportation of liquefied natural gas. Moscow: ZAO NTTs PB, 2020. 478 p. (In Russ.).
3. Fernandez M.I., Harper M., Mahgerefteh H., Witlox H.W.M. An integral model for pool spreading, vaporisation and dissolution of hydrocarbon mixtures. Available at: <https://discovery.ucl.ac.uk/id/eprint/10114235/1/xxiii-paper-61.pdf> (accessed: October 27, 2025).
4. Болодьян И.А., Молчанов В.П., Дешевых Ю.И. Пожаровзрывобезопасность объектов хранения сжиженного природного газа. Анализ состояния проблемы // Пожарная безопасность. 2000. № 2. С. 86–96.
5. Bolodyan I.A., Molchanov V.P., Deshevych Yu.I. Explosion and fire safety of liquefied natural gas storage facilities. Problem status analysis. *Pozharnaya bezopasnost = Fire Safety*. 2000. № 2. pp. 86–96. (In Russ).
6. Старовойтова Е.В., Галеев А.Д., Поникаров С.И. Экспериментальное исследование интенсивности парообразования сжиженного газа // Вестник Казанского технологического университета. 2012. Т. 15. № 4. С. 70–71.
7. Starovoytova E.V., Galeev A.D., Ponikarov S.I. Experimental investigation of the intensity of liquefied gas evaporation. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta = Bulletin of the Technological University*. 2012. Vol. 15. № 4. pp. 70–71. (In Russ.).
8. Старовойтова Е.В., Галеев А.Д., Поникаров С.И. Моделирование парообразования с поверхности аварийного пролива сжиженного газа // Вестник Казанского технологического университета. 2012. Т. 15. № 4. С. 110–112.
9. Starovoytova E.V., Galeev A.D., Ponikarov S.I. Modeling evaporation from the surface of an accidental liquefied gas spill. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta = Bulletin of the Technological University*. 2012. Vol. 15. № 4. pp. 110–112. (In Russ.).
10. Van den Bosch C.J.H., Weterings R.A.P.M. Methods for the calculation of physical effects due to releases of hazardous materials (liquids and gases). Available at: <https://content.publicatiereeksgevaarlijkstoffen.nl/documents/PGS2/PGS2-1997-v0.1-physical-effects.pdf> (accessed: October 27, 2025).

7. Сравнение результатов моделирования аварийных выбросов опасных веществ с фактами аварий / С.И. Сумской, К.В. Ефремов, М.В. Лисанов, А.С. Софьин // Безопасность труда в промышленности. 2008. № 10. С. 42–50.

Sumskoy S.I., Efremov K.V., Lisanov M.V., Sofin A.S. Comparing results of modeling of hazardous substance accidental spills with facts of accidents. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti = Occupational Safety in Industry*. 2008. № 10. pp. 42–50. (In Russ.).

8. Верификация методик оценки последствий аварийных выбросов газа от источников продолжительного действия / С.И. Сумской, А.В. Пчельников, М.В. Лисанов и др. // Безопасность труда в промышленности. 2005. № 8. С. 28–35.

Sumskoy S.I., Pchelnicov A.V., Lisanov M.V., Pecherkin A.S., Shargatov V.A. Verification of assessment methodologies for consequences of gas accidental emissions from long-acting sources. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti = Occupational Safety in Industry*. 2005. № 8. pp. 28–35. (In Russ.).

9. Верификация методик для оценки последствий химических аварий / С.А. Губин, С.М. Лыков, И.В. Маклашова и др. // Химическая промышленность. 1999. № 10. С. 64–66.

Gubin S.A., Lykov S.M., Maklashova I.V., Pecherkin A.S., Sidorov V.I., Sumskoy S.I. Verification of methodologies to assess consequences of chemical accidents. *Khimicheskaya promyshlennost = Chemical Industry Developments*. 1999. № 10. pp. 58–66. (In Russ.).

10. Сверчков А.М., Сумской С.И. Верификация программного средства ТОХИ+Гидроудар для моделирования нестационарных процессов в трубопроводах // Безопасность труда в промышленности. 2017. № 10. С. 5–10.

Sverchkov A.M., Sumskoy S.I. Verification of TOXI+Water-Hammer Software for Modelling of Non-Stationary Processes in the Pipelines. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti = Occupational Safety in Industry*. 2017. № 10. pp. 5–10. (In Russ.).

11. Болодьян И.А., Вогман Л.П. Экспериментальные исследования проливов криогенных жидкостей (топлив) // Безопасность труда в промышленности. 2022. № 8. С. 13–18. DOI: 10.24000/0409-2961-2022-8-13-18

Bolodyan I.A., Vogman L.P. Experimental Studies of Cryogenic Liquids (Fuels) Spills. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti = Occupational Safety in Industry*. 2022. № 8. pp. 13–18. (In Russ.). DOI: 10.24000/0409-2961-2022-8-13-18

12. Успехи теплопередачи / под. ред. Н.Н. Анфимова. М.: Мир, 1971. 576 с.

Anfimov N.N. Heat transfer success. Moscow: Mir, 1971. 576 p. (In Russ.).

**E-mail: kirsanova@safety.ru**

Материал поступил в редакцию/ Received 08.12.2025

После рецензирования/ Revised 20.01.2026

Принят к публикации/ Accepted 10.02.2026

## По страницам научно-технических журналов

февраль 2026

### Нефтепереработка и нефтехимия (сетевой научный журнал)

**Кузора И.Е., Луканов Д.А., Стадник И.И. Выбор эффективного метода разделения гидрогенизата гидрокрекинга в условиях действующей технологии. 2025. № 11. С. 17–22.**

Рассмотрены пять организационно-технических вариантов повышения маржинальности процесса разделения гидрогенизата гидрокрекинга при работе установки в режиме получения основы для буровых растворов за счет изменения четкости разделения в ректификационной колонне. На основе полученных результатов с использованием расчетной модели установки определено, что из рассмотренных вариантов только расширение зоны ректификации между легким и средним дистиллятами обеспечивает максимальную выработку основы для буровых растворов при соответствии качества трех дистиллятов нормам технической документации.

**Системный подход к изучению механизма образования отложений в смазочной системе дизеля / М.Д. Прокопцова, Н.М. Лихтерова, К.В. Шаталов, С.Н. Волгин. 2025. № 11. С. 23–34.**

В статье изложен предполагаемый механизм образования отложений в смазочной системе дизеля

с позиции мицеллообразования, в основе которого лежат реакции окисления углеводородов моторного масла, мицеллообразования и солюбилизации, поликонденсации, коагуляции и седиментации продуктов окисления моторного масла.

**Сравнительный анализ методов определения низшей теплоты сгорания реактивного топлива / С.Н. Петин, О.А. Лисечко, Е.А. Чернышева, Л.В. Иванова. 2025. № 11. С. 8–16.**

Проведен сравнительный анализ показателей низшей теплоты сгорания топлива, полученных с использованием калориметрической бомбы и расчетными методами. Все методы являются стандартными и различаются исходными данными, необходимыми для проведения расчетов. Оценены различные факторы, оказывающие влияние на сходимость результатов: содержание серы, воды, водорода. Установлено, что наибольшее расхождение в получаемых результатах наблюдаются при использовании различных способов определения содержания водорода. Наряду со стандартными методами нахождения низшей теплоты сгорания применим метод, основанный на формуле Д.И. Менделеева, предполагающий использование данных элементного анализа. Показано, что рассмотренные методы не противоречат друг другу, расхождения между данными, полученными указанными методами, не выходят за пределы интервала 0,43–1,12 %.